

Entwurf und tiefenlithographische Realisierung mikrostrukturierter Schrittantriebe

Vom Fachbereich
Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades
eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Dirk Matthias Eicher

geboren am 17. November 1976
in Ludwigshafen am Rhein

| | |
|--------------|------------------------------------|
| Referent: | Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak |
| Korreferent: | Prof. Dr.-Ing. Norbert Schwesinger |

| | |
|-----------------------------|-------------------|
| Tag der Einreichung: | 15. November 2010 |
| Tag der mündlichen Prüfung: | 27. Januar 2011 |

D 17
Darmstadt 2011

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-26106

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/2610/>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,
E-Publishing-Service der TU Darmstadt.

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative-Commons-Lizenz:

Namensnennung–NichtKommerziell–KeineBearbeitung 3.0 Deutschland



<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/de/>

Zusammenfassung

Seit der Etablierung der Mikrosystemtechnik konzentrieren sich kommerzielle Anwendungen vorwiegend im Bereich der Sensorik, während in der Antriebstechnik nach wie vor feinwerktechnische Lösungen mit eingeschränktem Miniaturisierungsgrad überwiegen. In dieser Arbeit wird daher nach Aufarbeitung des Standes der Technik miniaturisierter Schrittantriebe die Realisierung einer mikrostrukturierten Inchwormplattform beschrieben. Ausgangspunkt sind dabei die am Institut für Elektromechanische Konstruktionen entwickelten monolithischen Positioniersysteme [1].

Ziel der Arbeit ist es, den Übergang vom miniaturisierbaren zum miniaturisierten und im Batchverfahren herstellbaren Antrieb zu vollziehen. Hierfür wird nach Auswahl und Beschaffung der fehlenden Anlagen eine durchgängige Prozesskette zur tiefenlithographischen Strukturierung des epoxidbasierten Negativlacks SU-8 eingeführt. Opferschichten aus unvernetztem SU-8 und galvanisch abgeschiedenem Kupfer dienen zur Herstellung freitragender nachgiebiger Strukturen. Als Grundlage für die Auslegung der mikromechanischen Antriebselemente werden relevante Materialeigenschaften, wie Elastizitätsmodul und thermischer Ausdehnungskoeffizient der realisierten SU-8-Strukturen, charakterisiert. Außerdem wird der Einsatz des Platinenmaterials FR-4 als Substrat für zukünftige *Systems-on-a-PCB* untersucht.

Als Aktorelemente zur Erzeugung der schrittweisen Bewegung werden nach Diskussion der Vor- und Nachteile gängiger Wandlungsmechanismen der Mikrosystemtechnik aufgrund der erreichbaren hohen Kräfte und Stellwege elektrothermische Kniehebelaktoren ausgewählt. Diese lassen sich durch Metallisierung der SU-8-Strukturen prozesstechnisch einfach integrieren. Aufgrund des hohen Ausdehnungskoeffizienten und niedrigen Elastizitätsmoduls von SU-8 werden die erforderlichen Auslenkungen bereits bei Betriebstemperaturen von 100 °C erreicht.

Die Auslegung der für die miniaturisierte Inchwormplattform erforderlichen Vorschub- und Klemmaktoren erfolgt mittels dreidimensionaler Finite-Elemente-Simulation. Ausgehend von einer elektrischen Spannung wird zunächst das nichtlineare elektrothermische Feldproblem gelöst. Anschließend werden die resultierenden Knotentemperaturen als Last einer thermomechanischen Rechnung aufgeprägt. Aufgrund der gegebenen Größenverhältnisse kann der Wärmetransport über die Luft im Gegensatz zur Wärmestrahlung dabei nicht vernachlässigt werden und ist mittels experimentell ermittelter Übergangskoeffizienten als Randbedingung zu berücksichtigen. Ergebnis der Simulation sind die Kraft-Weg-Kennlinien der Aktoren in Abhängigkeit der angelegten Spannung.

Die Verifizierung des Finite-Elemente-Modells erfolgt statisch und dynamisch auf einem umgerüsteten Wafer-Prober mittels hochauflösender CCD-Kamera und Bildverarbeitungsalgorithmen zur Mustererkennung. Auf diesem Messplatz kann schließlich auch die Funktion des tiefenlithographisch strukturierten Schrittantriebs nachgewiesen werden.

Einen zusätzlichen Schwerpunkt dieser Arbeit bildet die Untersuchung spezieller Mechanismen zur Realisierung eines bistabilen und damit energieeffizienteren Klemm-Mechanismus. Nach Diskussion theoretischer Grundlagen wird die Realisierbarkeit bistabiler Elemente aus SU-8 gezeigt und ein Konzept zur Integration in den mikrostrukturierten Schrittantrieb vorgestellt.

Der letzte Teil der Arbeit behandelt schließlich mögliche Anwendungen der miniaturisierten Inchwormplattform im Bereich der Mikropositionierung und Mikro-Optik, bevor die Ergebnisse zusammengefasst werden und ein Ausblick auf mögliche Anknüpfungspunkte gegeben wird.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand größtenteils während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektromechanische Konstruktionen der Technischen Universität Darmstadt. Sie knüpft insofern unmittelbar an die Ergebnisse der Dissertation von Uwe Jungnickel an, dass das von ihm vorgeschlagene Antriebskonzept der Inchwormplattform weiterentwickelt und mit am Institut EMK neu eingeführten mikrotechnischen Verfahren realisiert wird. Der technologische Teil dieser Arbeit wurde indirekt durch den Innovationsfond des Landes Hessen gefördert. Ohne diese Unterstützung wäre der Aufbau der erforderlichen Prozesstechnologie nicht denkbar gewesen.

Ich bedanke mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak, der mir bei der Bearbeitung dieses interessanten und vielseitigen Themas stets jegliche Freiheit gewährte, immer ein offenes Ohr für die anliegenden Fragestellungen hatte und stets bemüht war, trotz angespannter Haushaltslage die erforderlichen technologischen Rahmenbedingungen zu schaffen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Norbert Schwesinger danke ich für das der Arbeit entgegengebrachte Interesse sowie für die Übernahme des Korreferats, den Herren Prof. Dr.-Ing. Gerd Balzer, Prof. Dr.-Ing. Ulrich Konigorski und Prof. Dr.-Ing. Klaus Hofmann für ihre Mitwirkung in der Prüfungskommission.

Bernhard Jochem und Thomas Rudat gilt mein Dank für die Unterstützung durch ihr Engagement bei der Inbetriebnahme und Wartung der technologischen Infrastruktur. Ohne eure oft bewiesene Flexibilität und das dazu gehörige Improvisationstalent wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen. Dr. Jürgen Blumm und Dr. Markus Meyer vom Applikationslabor der Netzsch-Gerätebau GmbH gilt mein Dank für die Durchführung der Dilatometer-Messungen zur Bestimmung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten von SU-8.

Ich danke allen Kolleginnen und Kollegen am Institut EMK für die zu jeder Zeit konstruktive und freundschaftliche Zusammenarbeit in Forschung und Lehre sowie allen Studenten, die im Rahmen ihrer Studien- oder Diplomarbeit einen Beitrag zu dieser Arbeit geleistet haben.

Eine Arbeit wie die vorliegende kann nicht ohne positive Einflüsse aus dem privaten Umgebung entstehen. Daher danke ich abschließend ganz besonders meiner gesamten Familie für ihre fortwährende Unterstützung, Geduld und Ermutigung.

Schorndorf, im Januar 2011

Dirk Eicher

“What are the possibilities of small but movable machines?
They may or may not be useful, but they surely would be fun to make.”

Richard P. Feynman, 1960 [2]

“It doesn’t matter how beautiful your theory is, it doesn’t matter how smart you are.
If it doesn’t agree with experiment, it’s wrong.”

Richard P. Feynman

Inhaltsverzeichnis

| | |
|---|-------------|
| Symbolverzeichnis | xiii |
| Abkürzungsverzeichnis | xv |
| 1 Einleitung | 1 |
| 1.1 Miniaturisierte Schrittantriebe | 2 |
| 1.1.1 Schrittantriebe ohne mechanische Klemmung | 2 |
| 1.1.2 Schrittantriebe mit mechanischer Klemmung | 5 |
| 1.2 Miniaturisierbare Inchwormplattform | 9 |
| 1.3 Ziel und Aufbau der Arbeit | 11 |
| 2 UV-Tiefenlithographie | 13 |
| 2.1 Dickschicht-Resiste | 14 |
| 2.1.1 AZ 9260 | 15 |
| 2.1.2 SU-8 | 18 |
| 2.1.3 AR-N 4400 (CAR 44) | 19 |
| 2.2 Tiefenlithographische Strukturierung von SU-8 | 21 |
| 2.3 SU-8 als Konstruktionswerkstoff | 30 |
| 2.3.1 Materialeigenschaften | 31 |
| 2.3.2 Anwendungen | 37 |
| 2.4 Freitragende Strukturen aus SU-8 | 39 |
| 2.4.1 Waferbond-Techniken | 39 |
| 2.4.2 Belichtungstechniken | 41 |
| 2.4.3 Opferschicht-Techniken | 42 |
| 2.4.4 Opferschichten aus unvernetztem SU-8 | 45 |
| 2.4.5 Opferschichten aus galvanisch abgeschiedenem Kupfer | 47 |
| 2.4.6 SU-8-Strukturen auf Leiterplatten-Basismaterial | 53 |
| 2.5 Zusammenfassung | 54 |
| 3 Aktorprinzipien | 57 |
| 3.1 Elektrostatische Aktoren | 59 |
| 3.2 Magnetische Aktoren | 62 |
| 3.2.1 Elektromagnetische Aktoren | 62 |
| 3.2.2 Elektrodynamische Aktoren | 64 |
| 3.3 Fluidische Aktoren | 65 |
| 3.4 Formgedächtnislegierungen | 66 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 3.5 | Thermische Aktoren | 68 |
| 3.5.1 | Realisierungsvarianten und Herstellungsverfahren | 69 |
| 3.5.2 | Tiefenlithographische Realisierung | 74 |
| 3.6 | Aktorauswahl | 75 |
| 4 | Elektrothermische Aktoren aus SU-8 | 77 |
| 4.1 | JOULE'sche Wärmeerzeugung | 77 |
| 4.2 | Wärmetransportmechanismen | 78 |
| 4.2.1 | Wärmeleitung | 79 |
| 4.2.2 | Konvektion | 82 |
| 4.2.3 | Wärmestrahlung | 83 |
| 4.3 | Thermomechanische Wechselwirkung | 85 |
| 4.4 | Wärmeverluste am elektrothermischen Kniehebelaktor | 86 |
| 4.4.1 | Wärmetransport über die Luft | 86 |
| 4.4.2 | Experimentelle Untersuchung des Wärmetransports | 88 |
| 4.5 | Elektro-thermo-mechanische Finite-Elemente-Simulation | 91 |
| 4.5.1 | Modellierung | 93 |
| 4.5.2 | Elementauswahl und Vernetzung | 95 |
| 4.5.3 | Materialeigenschaften | 98 |
| 4.5.4 | Randbedingungen und Lasten | 100 |
| 4.5.5 | Simulationsergebnisse | 101 |
| 4.6 | Messtechnische Charakterisierung | 103 |
| 4.6.1 | Aufbau des Messplatzes | 103 |
| 4.6.2 | Ablauf der Messung und Signalverarbeitung | 106 |
| 4.6.3 | Messergebnisse | 108 |
| 4.7 | Optimierungsansätze zur Steigerung der Dynamik | 112 |
| 5 | Miniaturisierte Inchwormplattform | 115 |
| 5.1 | Auslegung der Inchwormplattform | 115 |
| 5.1.1 | Vorschub-Aktoren | 116 |
| 5.1.2 | Klemm-Aktoren | 118 |
| 5.2 | Tiefenlithographische Fertigung | 120 |
| 5.3 | Charakterisierung des ersten Funktionsmusters | 122 |
| 6 | Miniaturisierte Inchwormplattform mit bistabiler Klemmung | 127 |
| 6.1 | Bistabile Mechanismen | 127 |
| 6.2 | Energieansatz zur Beschreibung bistabiler Systeme | 129 |
| 6.3 | Bistabile Mechanismen mit verteilten Nachgiebigkeiten | 130 |
| 6.3.1 | Berücksichtigung starker Verformungen | 131 |
| | Pseudo-Starrkörper-Modellierung | 132 |
| | Finite-Elemente-Methode | 134 |
| 6.4 | Bistabile Mechanismen in der Mikrosystemtechnik | 135 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 6.5 | Bistabile Mechanismen mit integrierter Aktorik | 139 |
| 6.5.1 | Bistabile Mechanismen mit integrierter Rückstellung | 140 |
| 6.5.2 | Bistabiler Mechanismus mit integrierter Hin- und Rückstellung . . | 140 |
| 6.6 | Inchwormplattform mit bistabiler Klemmung | 143 |
| 6.6.1 | Bistabiler Klemm-Mechanismus aus SU-8 | 144 |
| 7 | Anwendungen | 151 |
| 7.1 | Miniaturisiertes Positioniersystem | 151 |
| 7.2 | Miniaturisierter Monochromator | 152 |
| 7.3 | Faseroptischer 1xN-Schalter | 154 |
| 8 | Zusammenfassung und Ausblick | 157 |
| 8.1 | Zusammenfassung | 157 |
| 8.2 | Ausblick | 160 |
| | Anhangsverzeichnis | 165 |
| A | Schleuderparamter SU-8 | 167 |
| B | Analytische Beschreibung elektrothermischer Kniehebelaktoren | 169 |
| C | Ähnlichkeitskennzahlen der Wärmelehre | 173 |
| C.1 | GRASHOF-Zahl | 173 |
| C.2 | PRANDTL-Zahl | 173 |
| C.3 | RAYLEIGH-Zahl | 174 |
| C.4 | NUSSELT-Zahl | 174 |
| C.5 | BIOT-Zahl | 175 |
| C.6 | KNUDSEN-Zahl | 176 |
| D | Materialeigenschaften | 177 |
| E | VAN-DER-PAUW-METHODE | 181 |
| F | Mustererkennung | 183 |
| G | Beschreibung nachgiebiger und bistabiler Mechanismen | 185 |
| G.1 | Balkentheorie nach EULER-BERNOULLI | 185 |
| G.2 | Bistabiler Doppelschieber-Mechanismus | 185 |
| H | Abschätzung übertragbarer Kräfte | 189 |
| I | Maskenlayouts | 191 |
| | Literaturverzeichnis | 195 |

| | |
|--|------------|
| Eigene Veröffentlichungen und betreute Arbeiten | 227 |
| Lebenslauf | 233 |

Symbolverzeichnis

| Formelzeichen | Bedeutung | Einheit |
|-----------------|--|------------------|
| α | Absorptionsgrad | – |
| α | linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient | K^{-1} |
| α | Wärmeübergangskoeffizient | $Wm^{-2}K^{-1}$ |
| β | volumetrischer Wärmeausdehnungskoeffizient | m^2s^{-1} |
| γ | charakteristischer Radiusfaktor | – |
| Δl | Längenänderung | m |
| ΔT | Temperaturänderung | K |
| Δx | Auslenkung | m |
| ε | mechanische Dehnung | – |
| ε_0 | Dielektrizitätskonstante | $AsV^{-1}m^{-1}$ |
| η | Wirkungsgrad | % |
| Θ | Pseudo-Starrkörper-Winkel | – |
| λ | Wärmeleitkoeffizient, thermische Leitfähigkeit | $Wm^{-1}K^{-1}$ |
| λ | Wellenlänge | m |
| $\lambda_{0,5}$ | Halbwertsbreite | m |
| μ | Reibungskoeffizient | – |
| μ_0 | Haftreibungskoeffizient | – |
| μ_0 | magnetische Feldkonstante | $VsA^{-1}m^{-1}$ |
| ν | dynamische Viskosität | m^2s^{-1} |
| ν | Querkontraktionszahl | – |
| ξ | Auslenkung | m |
| Λ | mittlere freie Weglänge | m |
| ρ | Dichte | kgm^{-3} |
| ρ_e | spezifischer elektrischer Widerstand | Ωm |
| σ | mechanische Spannung | Pa |
| σ | Standardabweichung | |
| σ | STEFAN-BOLTZMANN-Konstante | $Wm^{-2}K^{-4}$ |
| τ | Zeitkonstante | s |
| ϕ | Aktorwinkel | ° |
| Φ | elektrisches Potential | V |
| a | Beschleunigung | ms^{-2} |
| a | Temperaturleitkoeffizient | m^2s^{-1} |
| a | Abstand, Kantenlänge | m |
| A | Fläche | m^2 |

| | | |
|--------------|---------------------------------|-----------------------------------|
| \ddot{A}_e | elektrochemisches Äquivalent | gC |
| b | Breite, Kantenlänge | m |
| B | magnetische Flussdichte | T |
| Bi | BIOT-Zahl | – |
| c | Steifigkeit | Nm ⁻¹ |
| c_p | spezifische Wärmekapazität | Jkg ⁻¹ K ⁻¹ |
| C | Kapazität | F |
| C_{th} | Wärmekapazität | JK |
| d | (Schicht-)Dicke, Luftspaltlänge | m |
| E | Elastizitätsmodul | Pa |
| E | elektrische Feldstärke | Vm ⁻¹ |
| f | Frequenz | Hz |
| F | Kraft | N |
| F | FARRADAY-Konstante | Cmol ⁻¹ |
| g | Erdbeschleunigung | ms ⁻² |
| Gr | GRASHOF-Zahl | – |
| h | Höhe, Schichtdicke | m |
| i | elektrische Stromstärke | A |
| I | elektrische Stromstärke | A |
| I | Flächenträgheitsmoment | m ⁴ |
| I | Intensität | Wm ⁻² |
| j_e | elektrische Stromdichte | Am ⁻² |
| K_Θ | Steifigkeitsfaktor | – |
| l | Länge | m |
| L | charakteristische Länge | m |
| m | Masse | kg |
| M | molare Masse | gmol ⁻¹ |
| n | Drehzahl | s ⁻¹ |
| n | Stoffmenge | mol |
| N | Windungszahl | – |
| Nu | NUSSELT-Zahl | – |
| p | Druck | Pa |
| P_{Joule} | JOULE'sche Wärme | W |
| Pr | PRANDTL-Zahl | – |
| Q | Wärmemenge | J |
| Q | Ladung | C |
| \dot{q} | Wärmestromdichte | Wm ⁻² |
| \dot{Q} | Wärmestrom | Js ⁻¹ , W |
| r | Abscheiderate | ms ⁻¹ |
| R_e | Dehngrenze | Pa |
| R_m | Zug-, Biegefestigkeit | Pa |

| | | |
|---------------|---|-------------------|
| R_m | magnetischer Widerstand | AWb^{-1} |
| R | elektrischer Widerstand | Ω |
| R_S | elektrischer Schichtwiderstand | Ω |
| R_{th} | thermischer Widerstand | KW |
| s | Skalierungsfaktor | – |
| s | Spaltbreite | m |
| t | Zeit | s |
| T | Periodendauer | s |
| T | Temperatur | K, °C |
| T_∞ | Raumtemperatur ($T_\infty = 22^\circ\text{C}$) | K, °C |
| T_D | Zersetzungs-, Degradationstemperatur | K, °C |
| T_F | mittlere Fluidtemperatur: $T_f = \frac{1}{2}(T_S + T_\infty)$ | K, °C |
| T_G | Glasübergangstemperatur | K, °C |
| T_S | Schichttemperatur | K, °C |
| U | elektrische Spannung | V |
| v | Geschwindigkeit | ms^{-1} |
| V | potentielle Energie | W |
| V | Volumen | m^3 |
| \dot{w} | Leistungsdichte einer Wärmequelle | Wm^{-3} |
| w_m | magnetische Energiedichte | Jm^{-3} |
| W | mechanisches Widerstandsmoment | m^3 |
| W_m | magnetische Energie | J |
| $x, \Delta x$ | Auslenkung | m |
| z | Reaktionswertigkeit eines Stoffes | – |
| z | Abstand, Auslenkung | m |

Abkürzungsverzeichnis

| Abkürzung | Bedeutung |
|------------|--|
| APDL | <i>ANSYS® Parametric Design Language</i> , ANSYS®-spezifische Programmiersprache |
| APS | Ammoniumpersulfat |
| BMM | Bulk-Mikromechanik, auch Volumen-Mikromechanik |
| CFD | <i>Computational Fluid Dynamics</i> , numerische Strömungsmechanik |
| CP | Cyclopentanon, Lösungsmittel der SU-8 2000-Serie |
| DRIE | tiefes, reaktives Ionenätzen <i>deep reactive ion etching</i> |
| EMK | Elektromechanische Konstruktionen |
| FEM | Finite-Elemente-Methode |
| FWT | Feinwerktechnik |
| FR-4 | <i>Flame Retardant 4</i> , Leiterplatten-Basismaterial aus Glasfaser-Epoxidharz-Verbundwerkstoff |
| GBL | γ -Butyrolacton, Lösungsmittel der ursprünglichen SU-8-Serie |
| HARMST | <i>High-Aspect-Ratio Micro-Structure Technology</i> , Sammelbegriff für Mikrostrukturierungstechniken zur Realisierung hoher Aspektverhältnisse |
| HB | <i>Hard Bake</i> , Temperschritt zum weiteren Vernetzen von Photoresist nach dem Entwickeln |
| HMDS | Hexamethyldisilazan, ein Haftvermittler |
| IPA | Isopropylalkohol |
| IWPF | Inchwormplattform, planarer Schrittantrieb basierend auf dem Inchwormprinzip |
| KOH | Kaliumhydroxid, Ätzlösung zum anisotropen Strukturieren von Silizium |
| LIGA | Mikrostrukturierungsverfahren, das auf der Kombination von Röntgen-Lithographie, Galvanik und Abformung basiert |
| μ IWPF | miniaturisierte Inchwormplattform |
| MEMS | <i>Micro-ElectroMechanical System</i> , mikroelektromechanisches System |
| MST | Mikrosystemtechnik |
| MUMPS | <i>Multi-User MEMS Process</i> |
| NaPS | Natriumpersulfat |
| OMM | Oberflächen-Mikromechanik |
| PEB | <i>Post Exposure Bake</i> , Temperschritt zum Vernetzen von Photoresist |
| PGMEA | Propylen-Glykol-Monomethylethyl-Acetat, Lösungsmittel zum Entwickeln von SU-8 |

| | |
|---------|--|
| PMMA | Polymethylmethacrylat, Resistmaterial für die LIGA-Technik |
| PVD | <i>Physical Vapour Deposition</i> , physikalische Dampfphasenabscheidung (z. B. Aufdampfen, Sputtern) |
| PZT | Blei-Zirkonat-Titanat (<i>Plumbum Zirconate Titanate</i>), Keramik mit piezoelektrischen Eigenschaften |
| RIE | Reaktives Ionenätzen <i>reactive ion etching</i> |
| SOI | Silicon-On-Insulator |
| TMA | thermisch-mechanische Analyse |
| TWR | <i>tunneling wave reactor</i> |
| UV | Ultraviolett, ultraviolette Strahlung |
| UV-LIGA | LIGA-Verfahren, bei lithographischer Strukturierung mittels ultravioletter Strahlung |

1 Einleitung

Seit der Etablierung der Mikrosystemtechnik durch Adaption planarer Fertigungsverfahren der Mikroelektronik für die Herstellung mikromechanischer Strukturen in den letzten 10–20 Jahren besteht großes Interesse an der Realisierung miniaturisierter Systeme. Treiber sind dabei bis heute die große Vielfalt nutzbarer Wirkprinzipien im Mikrobereich, die Möglichkeit der kostengünstigen Parallelfertigung sowie der Funktionsintegration, oft mit dem Ziel, neue Anwendungen, z.B. in der Medizintechnik, zu erschließen.

Eine kommerzielle Umsetzung ist dabei allerdings vorwiegend im Bereich der Sensorik gelungen, wo inzwischen eine große Bandbreite innovativer, miniaturisierter Messaufnehmer am Markt verfügbar ist. Im Bereich der Antriebstechnik überwiegt dagegen nach wie vor der Einsatz konventioneller, feinwerktechnischer Lösungen mit eingeschränktem Grad der Miniaturisierung. Wesentliche Nachteile solcher Antriebssysteme sind ihre im Vergleich zu den erforderlichen Stellwegen oft unverhältnismäßigen Abmessungen, der Montage- und Justageaufwand bei der Fertigung sowie die damit verbundenen hohen Herstellungskosten. Bei den mikrotechnisch realisierten Antrieben zählen geringe Kräfte und Momente sowie Verschleiß und Bauteilversagen durch Haftung (*stiction*) und Reibung aufgrund dominierender Oberflächeneffekte zu den Nachteilen. Desweiteren ist der Abgriff der erzeugten Bewegungen nicht trivial und der Schutz der Antriebe vor Umwelteinflüssen, wie Staub und Temperatur, kritisch.

Ausgehend von den am Institut für Elektromechanische Konstruktionen (EMK) durch Uwe Jungnickel entwickelten monolithischen Positioniersystemen [1], die sich durch das hohe Miniaturisierungspotential sämtlicher Komponenten auszeichnen, wird dazu in dieser Arbeit die Realisierung eines mikrostrukturierten Schrittantriebs sowie dessen technologische Umsetzung mittels UV-Tiefenlithographie beschrieben. Ziel ist dabei nicht vordergründig die Miniaturisierung bis zur Grenze des Machbaren, sondern vielmehr die Ausnutzung der Vorteile mikrotechnischer Parallelfertigung bei gleichzeitiger Realisierung eines leistungsfähigen Antriebssystems, vergleichbar mit dem Ansatz von Fan et al. [3].

Unter dem Begriff *Mikroantrieb* soll dabei in Ermangelung einer geeigneteren Definition im Rahmen dieser Arbeit unabhängig von der Größe ein mittels mikrotechnischer Fertigungsverfahren hergestelltes und damit im Batchprozess fertigbares Antriebssystem mit funktionsbestimmenden Abmessungen, wie z.B. Stegbreiten oder Luftspalte, kleiner als 100 μm und Toleranzen kleiner als 10 μm verstanden werden. Ein solcher Mikroantrieb kann dabei aus einem oder mehreren *Mikroaktoren* bestehen, die bei geeigneter elektrischer Ansteuerung den Vorschub eines Abtriebelements bewirken. Aufgrund der enormen Breite, die das Gebiet der miniaturisierten Antriebe im Laufe

der Zeit gewonnen hat, werden die Betrachtungen im Rahmen dieser Arbeit auf lineare Schrittantriebe beschränkt.

1.1 Miniaturisierte Schrittantriebe

Miniaturisierte und mikrostrukturierte Schrittantriebe als Alternative zu feinwerktechnischen Motorlösungen sind bereits seit den Anfängen der Mikrosystemtechnik Gegenstand der Forschung. Allen Antriebsvarianten gemeinsam ist die Summation kleiner Einzelschritte zu Verfahrwegen von mehreren Milli- bis Zentimetern, die je nach Realisierung mit oder ohne Einsatz einer mechanischen Klemmung erreicht wird [4]. Im Folgenden werden die wichtigsten Funktionsprinzipien vorgestellt und damit ein Überblick zum Stand der Technik gegeben.

1.1.1 Schrittantriebe ohne mechanische Klemmung

Schrittantriebe ohne mechanische Klemmung werden auch als Schreittriebe bezeichnet, sie beruhen in der Regel auf Reibungs- oder Trägheitseffekten. Zu dieser Kategorie zählen Impuls-, Kollisions- und Stick-Slip-Antriebe. Eine kommerzielle Umsetzung findet sich beispielsweise im piezoelektrisch angetriebenen Nanomotor der Fa. Klocke Nanotechnik [5].

Impuls- und Kollisionsantriebe

Impulsantriebe (*impact drives*) erzeugen ihre Bewegung durch starkes Beschleunigen einer trägen Masse. Zur Bewegungserzeugung wird entweder im Impulsantrieb die Re-

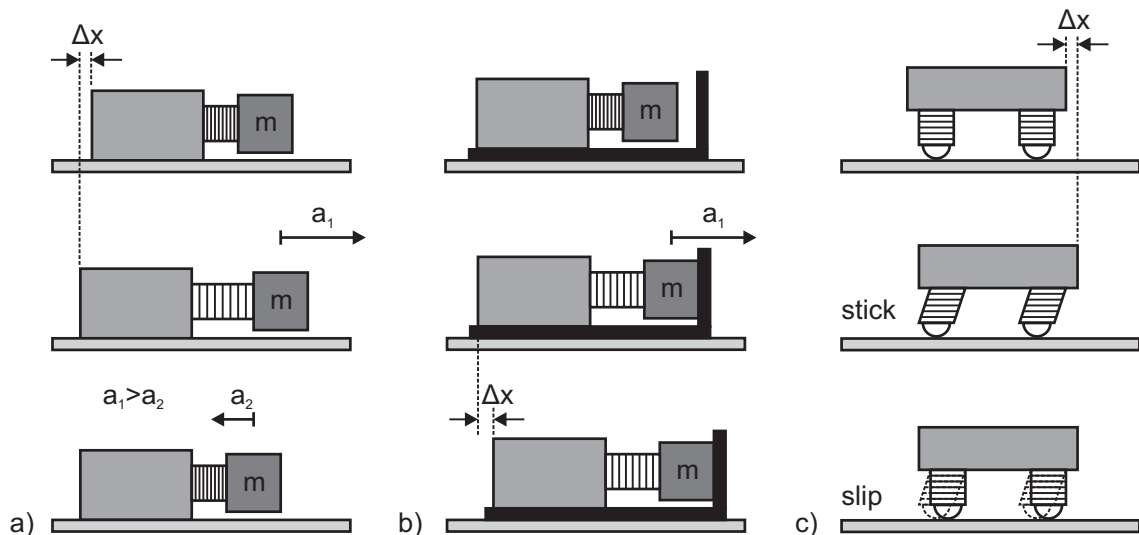


Bild 1.1: Funktionsprinzipien:

a) Impulsantrieb, b) Kollisionantrieb, c) Stick-Slip-Antrieb

aktionskraft entgegen der Beschleunigungsrichtung genutzt oder im Kollisionsantrieb Energie durch abruptes Abbremsen der beschleunigten Masse gegen einen Anschlag auf den Stator übertragen. In beiden Fällen wird aufgrund der auftretenden Reaktionskräfte die Reibung zwischen Antrieb und Unterlage überwunden. Durch eine verlangsamte Rückstellung der Masse in ihre Ausgangslage in der zweiten Phase des Bewegungszyklus bleibt, wie in Bild 1.1 a und 1.1 b dargestellt, der vollzogene Mikroschritt erhalten. Durch Veränderung der Beschleunigungsamplitude lässt sich die Schrittweite variieren.

Üblicherweise nutzen diese Antriebe piezoelektrische Aktoren [6], es wurden allerdings auch Varianten mit thermischer Aktuierung realisiert, bei denen die Trägheitsmasse durch schnelles Erwärmen eines Verbindungssteiges mittels Laserstrahlung beschleunigt wird. Die Rückstellung erfolgt durch Wärmeabgabe an die Umgebung und damit deutlich langsamer [7]. Darüberhinaus wurde die mikrotechnische Umsetzung des Kollisionsprinzips mit elektrostatischem Aktor gezeigt (vgl. Bild 1.2). Eine gute Übersicht zum Stand der Technik von Impulsantrieben wird von Zhao et al. gegeben [8].

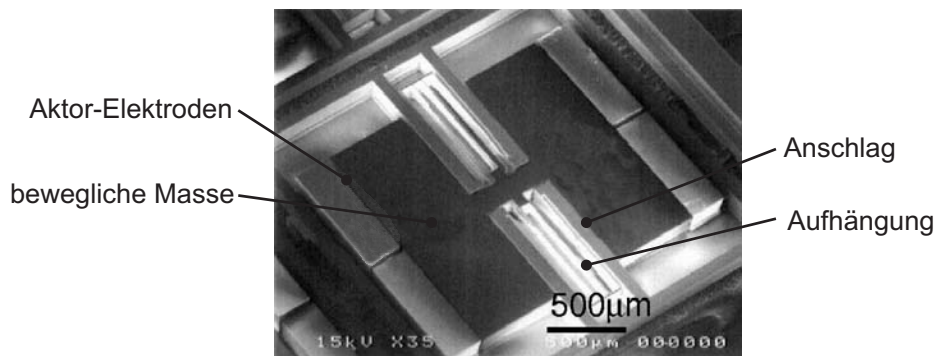


Bild 1.2: elektrostatischer Kollisionsantrieb [9]

Stick-Slip-Antriebe

Ebenfalls zu den Trägheitsantrieben lassen sich die Stick-Slip-Antriebe zählen, sie beruhen auf einem ständigen Wechsel zwischen Haft- und Gleitreibung zwischen den Auflagepunkten des Antriebs und seiner Unterlage. Üblicherweise bestehen Stick-Slip-Antriebe aus einer trägen Masse, die von deformierbaren Aktorbeinen getragen wird. Bei langsamer Verformung der Aktorbeine wird der Antrieb vorwärts bewegt, die Beine selbst bewegen sich aufgrund der Reibung nicht (*stick*). Durch ruckartige Deformation der Beine im zweiten Teil des Bewegungszyklus werden diese nachgezogen und der Schritt vollendet (*slip*). In Bild 1.1 c) ist dieser Ablauf anschaulich dargestellt.

Auf diese Weise erreichen Stick-Slip-Antriebe Verfahrswege von mehreren Zentimetern und mehr, die im Wesentlichen durch die Größe der Unterlage und der Länge der Zuleitungen begrenzt werden. Die erreichbare Auflösung liegt dabei im Vollschrittbetrieb (*stepping mode*) bei etwa 400 nm und kann durch langsame Deformation der

Aktoren bis auf wenige Nanometer erhöht werden, wenn die Zielposition weniger als einen Schritt entfernt ist (*scanning mode*).

Breguet und Clavel diskutieren die Grundlagen der Beschreibung dieser Antriebe und stellen einen mobilen Mikroroboter mit drei Freiheitsgraden (x, y, Rz) auf Basis monolithischer, piezokeramischer, flexibler Strukturen vor [10]. Der Aufbau ist in Bild 1.3 dargestellt. Durch Integration eines Permanentmagneten kann dieser Antrieb auch über Kopf eingesetzt werden.

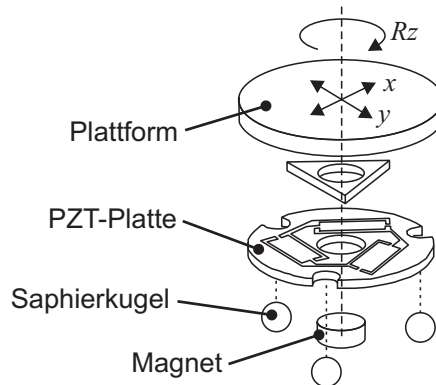


Bild 1.3: 3-DOF-Mikroroboter auf Basis monolithischer PZT-Strukturen [10]

Scratch-Drive-Antriebe

Der Scratch-Drive-Antrieb (auch *scratchuator*) wurde erstmals von Akiyama vorgestellt [11, 12]. Er basiert auf der elektrostatischen Verformung einer nachgiebigen, L-förmigen Platte aus Poly-Silizium gegen das Substrat (vgl. Bild 1.4).

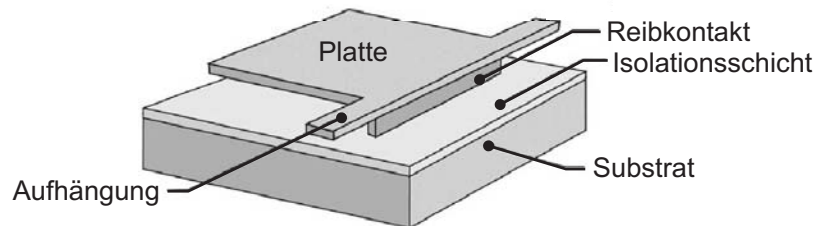


Bild 1.4: Aufbau des Scratch-Drive-Antriebs [13]

Die Bewegungserzeugung erfolgt durch Anlegen einer elektrischen Spannung zwischen Aktor und Substrat über einen freifliegenden Golddraht. Ab einer ersten Spannungsschwelle wird die nachgiebige Aktor-Platte verformt, so dass sie sich flach an die Isolierschicht anlegt. Bei geschickter Auslegung der Platte führt jede weitere Spannungserhöhung dazu, dass der Reibkontakt ein Stück nach vorne geschoben wird (\rightarrow *scratch*). Gleichzeitig speichert der Antrieb potenzielle Energie in seinen verform-

ten Elementen. Wird die Spannung reduziert, wird diese Energie freigesetzt und der Antrieb einen Schritt weiter bewegt. Bild 1.5 illustriert diesen Ablauf.

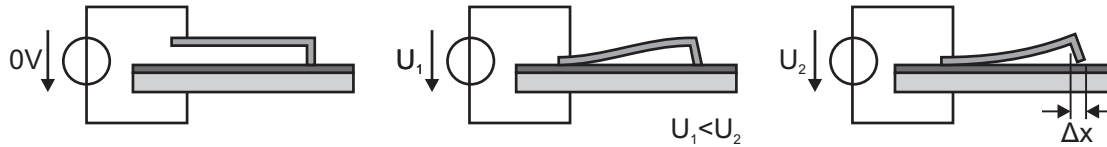


Bild 1.5: Funktionsprinzip des Scratch-Drives (Aufhängung nicht dargestellt)

Scratch-Drive-Antriebe erreichen Verfahrswege von bis zu 500 μm und Kräfte größer 100 μN bei einer Schrittweite von etwa 30 nm. Dabei lassen sie sich zu Aktor-Arrays mit 10–1.000 Einzelementen kaskadieren. Ansteuerspannungen liegen typischerweise im Bereich 100–200 V. Details zur Modellierung und Geometrieoptimierung wurden von Linderman und Bright veröffentlicht [13], die Scratch-Drive-Antriebe u. a. für die Ausrichtung von Silizium-Chips in der Flip-Chip-Montage oder von Proben bei der Oberflächenanalyse vorschlagen.

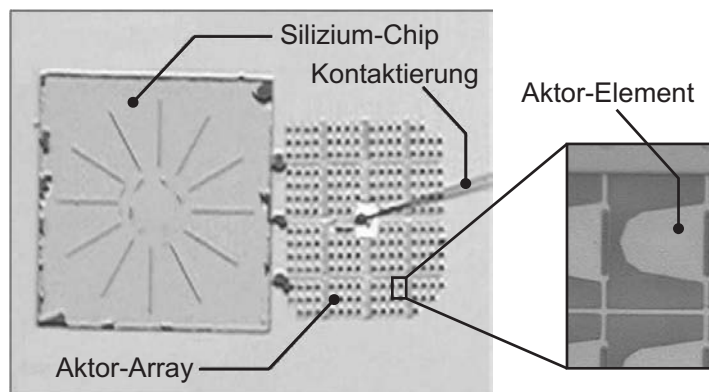


Bild 1.6: Anwendung eines Scratch-Drive-Arrays zur Ausrichtung von Si-Chips bei der Flip-Chip-Montage [13]

1.1.2 Schrittantriebe mit mechanischer Klemmung

Lineare Schrittantriebe mit mechanischer Klemmung werden üblicherweise als Inchwormantriebe bezeichnet. Die Bewegungserzeugung erfolgt, in Nachahmung der Fortbewegung der namensgebenden Raupe, durch das Zusammenwirken dreier rohrförmiger piezoelektrischer Aktoren: Zwei zur Klemmung und einer zum Vorschieben des stabförmigen Läufers (Bild 1.7). Durch wechselseitiges Klemmen und Weiterschieben des Läufers werden durch Summation von Einzelschritten Verfahrswege in der Größenordnung mehrerer Zentimeter bei Schrittauflösungen unterhalb eines Mikrometers

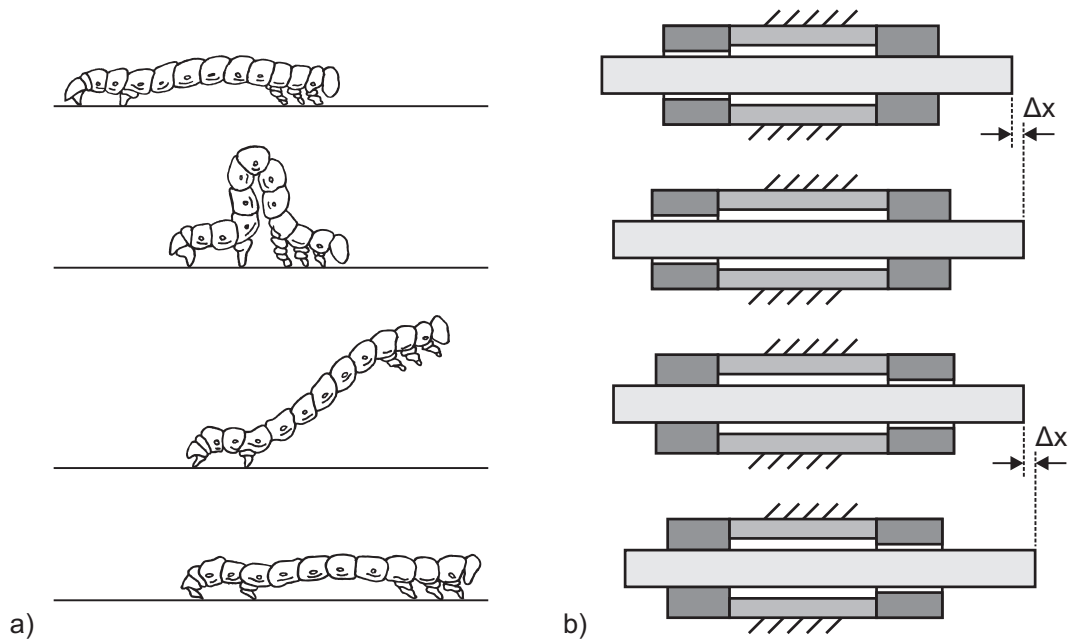


Bild 1.7: Inchwormprinzip: a) Fortbewegung der namensgebenden Raupe als Vorbild aus der Natur, b) patentierter Schrittantrieb [14]

erreicht. Aufgrund der hohen Dynamik der Piezo-Elemente wird die erreichbare Verfahrensgeschwindigkeit hauptsächlich durch die Trägheit der bewegten Last bestimmt.

Das dem Inchworm-Antrieb zugrunde liegende Funktionsprinzip wurde 1974 durch die Firma Burleigh zum Patent angemeldet [14]. In späteren Weiterentwicklungen wurde durch Einführen einer Verzahnung an den Kontaktflächen zwischen Klemmung und Läufer der Kraftschluss durch eine formschlüssige Verbindung ersetzt, so dass deutlich höhere Kräfte übertragbar sind [15, 16].

Miniaturisierte Inchwormantriebe

Inchwormantriebe eignen sich funktionsbedingt besonders für die Miniaturisierung und lassen sich relativ einfach mit planaren Mikrostrukturierungstechniken realisieren. Dementsprechend finden sich in der Literatur vielfältige Umsetzungen dieses Antriebssprinzips. Bild 1.8 zeigt beispielhaft zwei in Oberflächenmikromechanik gefertigte Antriebe, die jeweils einen nachgiebig aufgehängten Läufer mittels elektrostatischer bzw. elektrothermischer Aktoren klemmen und vorwärtsschieben.

Shuffle-Motoren

Eine Sonderform mikrotechnisch realisierter Inchwormantriebe stellt der Shuffle-Motor dar [19, 20]. Ähnlich wie der Scratch-Drive-Antrieb basiert dieser auf der elektrostatischen Verformung einer nachgiebigen Platte gegen das Substrat. Bild 1.9 b) veranschaulicht das Funktionsprinzip. Der Bewegungszyklus beginnt mit dem einseitigen Fixieren des Antriebs durch Anlegen einer Klemmspannung an einen der beiden Fuß-

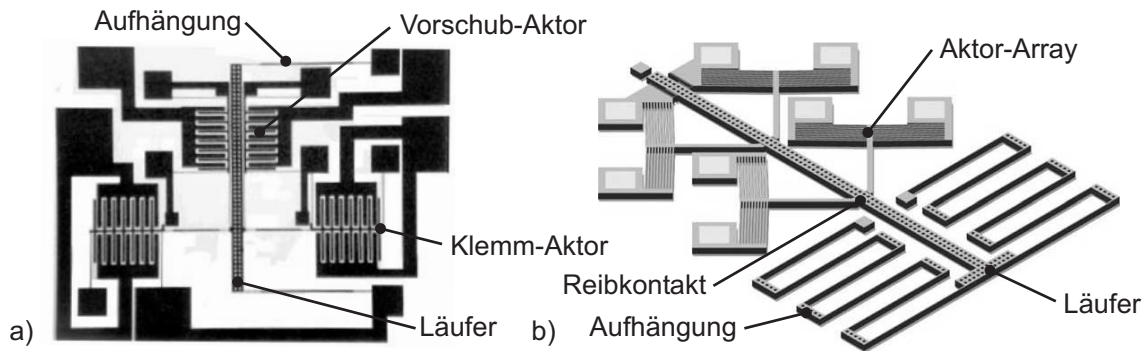


Bild 1.8: Miniaturisierte Inchworm-Antriebe mit a) elektrostatischen [17] und b) elektrothermischen Aktoren [18]

punkte. Anschließend wird auch an die Aktorplatte eine Spannung angelegt, so dass diese sich aufgrund der resultierenden elektrostatischen Kraft an das Substrat anlegt. Dadurch zieht sich der Antrieb zusammen und das freie Ende wird um eine Schrittweite vorwärts bewegt. Durch Wechseln der Fixierung und Abschalten der Spannung zwischen Platte und Substrat wird auch der zweite Fusspunkt einen Schritt bewegt und der Bewegungszyklus beginnt von Neuem.

Ein Shuffle-Motor mit einem Volumen von $100 \times 200 \times 2 \mu\text{m}^3$ ermöglicht Kräfte größer 1 mN und Schrittweiten von 10–100 nm bei Anlegen einer Spannung von 30–40 V. Der Verfahrweg wird dabei durch eine nachgiebige Aufhängung auf 43 μm begrenzt (vgl. Bild 1.9 a) [19]).

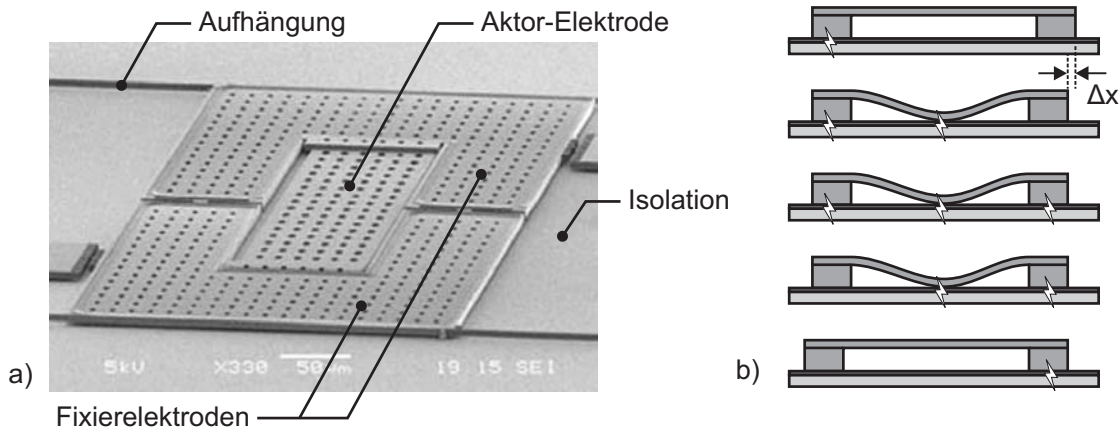


Bild 1.9: Shuffle-Motor: a) REM-Aufnahme, b) Funktionsprinzip [19]

Tabelle 1.1 vergleicht die unterschiedlichen Realisierungsvarianten miniaturisierter Inchwormantriebe. Die klassische, feinwerktechnische Variante der Firma Burleigh ist zu Vergleichszwecken mit aufgeführt.

Tabelle 1.1: Übersicht mikrostrukturierter Inchwormantriebe

| Author | Vorschub | Klemmung | Verfahrenweg | Schrittweite | Kraft | Geschwindigkeit | Abmessungen | Fertigung |
|---------------------|-------------------------|-------------------------|------------------------|--------------|---------|------------------------|-----------------------------|-----------|
| May [14] | piezoelekt. | piezoelekt. | 6,25–50 mm | 1–2 mm | 120 N | 25 mm ⁻¹ | Ø25 × 125 mm ² | FWT |
| Park et al. [21] | piezoelekt. | piezoelekt. | 5 mm | 400 nm | k. A. | k. A. | 13 × 9 mm ² | FWT |
| Cusin et al. [22] | piezoelekt. | elektrostat. | k. A. | 300 nm | k. A. | 0,3 mm ⁻¹ | 18 × 18 mm ² | BMM |
| Toda, Yang [23] | < 100 V piezoelekt. | 120 V elektrostat. | 600 µm | 59–856 nm | 16 mN | k. A. | k. A. | DRIE |
| Kim et al. [24] | elektrostat. | elektrostat. | 3 µm | < 10 nm | k. A. | < 3 mm ⁻¹ | 2,2 × 2,8 mm ² | DRIE |
| Tas et al. [17] | elektrostat. | elektrostat. | 15 µm | 2 µm | 3 µN | 2 µm ⁻¹ | 1 × 1 mm ² | OMM |
| Lee, Esashi [25] | 40 V elektrostat. | elektrostat. | k. A. | 1,5 µm | > 1 mN | 2,2 mm ⁻¹ | 8,2 × 15,8 mm ² | BMM |
| Baltzer et al. [26] | 100 V elektrostat. | 100 V elektrostat. | 15 µm | 0,5–3 µm | > 1 µN | k. A. | ca. 2 × 2 mm ² | OMM |
| Yeh et al. [27] | 15–40 V elektrostat. | elektrostat. | 110 µm | 2 µm | 260 µN | k. A. | 3 × 1 mm ² | DRIE |
| DeBoer et al. [28] | 33 V elektrostat. | elektrostat. | 80 µm | 2 µm | k. A. | < 4 mm ⁻¹ | 1,5 × 1 mm ² | OMM |
| Hollar et al. [29] | elektrostat. | elektrostat. | ±100 µm | 10–100 nm | 0,5 mN | 4,4 mm ⁻¹ | 0,6 × 0,2 mm ² | OMM |
| Shutov et al. [30] | 40 V elektrostat. | 40 V elektrostat. | 224 µm | k. A. | < 18 µN | 5,5 mm ⁻¹ | 1,7 × 1 mm ² | DRIE |
| Tas et al. [19] | < 200 V elektrostat. | < 200 V elektrostat. | ca. 25 mm | 0,05–2 µm | < 10 mN | 68 µm ⁻¹ | k. A. | BMM |
| Kolesar et al. [31] | 30–40 V elektrostat. | 30 V elektrostat. | theoret. unbegrenzt | 10–100 nm | 1 mN | k. A. | 0,1 × 0,2 mm ² | OMM |
| Kyvon et al. [32] | elektrotherm. | elektrotherm. | ca. 150 µm | 1 µm | 8 µN | < 0,4 mm ⁻¹ | ca. 1 × 0,8 mm ² | OMM |
| Muthuswamy [33] | elektrotherm. | elektrotherm. | k. A. | 5 µm | 50 µN | < 0,4 mm ⁻¹ | k. A. | DRIE |
| Cheng, DeVoe [34] | 10 V elektrotherm. | 10 V elektrotherm. | 2 mm | 8,8 µm | k. A. | k. A. | ca. 3 × 1 mm ² | OMM |
| Maloney et al. [18] | 12 V elektrotherm. | 12 V elektrotherm. | 4–8 mm | 2 µm | 19 mN | 3 mm ⁻¹ | 24 × 20 mm ² | UV-LIGA |
| | | | > 2 mm | 12,5 µm | 6,7 mN | 1 mm ⁻¹ | 2,5 × 2,1 mm ² | DRIE |

1.2 Miniaturisierbare Inchwormplattform

Inspiziert von einer historischen Bergwerkstechnik, der Fahrkunst, entwickelte Jungnickel im Rahmen seiner Dissertation am Institut EMK einen miniaturisierbaren, piezoelektrischen Schrittantrieb als Bestandteil eines miniaturisierten Positioniersystems mit mehreren Freiheitsgraden. Die Fahrkunst diente den Bergleuten als einfacher Aufzug, um in akzeptabler Zeit in die immer tiefer werdenden Gruben hinab- und aus diesen wieder hinauszufahren (vgl. Bild 1.10). Dazu mussten sie je nach gewünschter Bewegungsrichtung zwischen zwei im Schacht parallel zueinander, aber in entgegengesetzter Richtung, auf und ab bewegten Balkenkonstruktionen hin- und hersteigen.

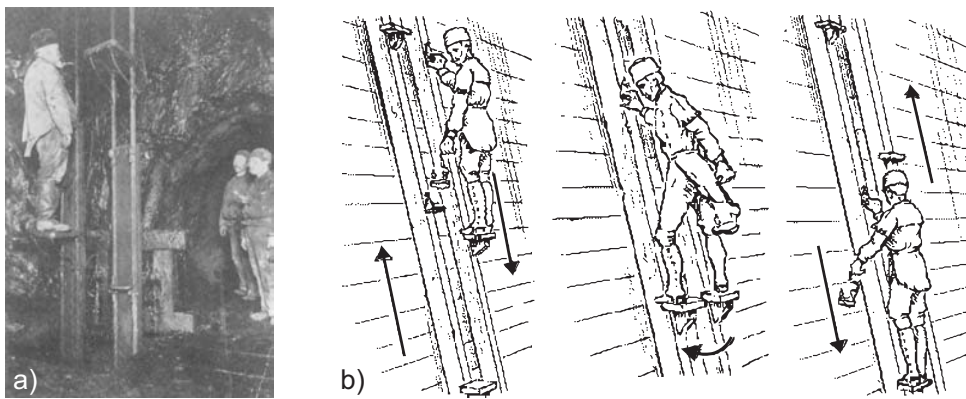


Bild 1.10: Fahrkunst: Entwickelt im 19. Jahrhundert im Harzer Bergbau, als es für die Bergleute immer beschwerlicher wurde, auf hölzernen Leitern (*Fahrtten*) in die tiefen Gruben hinabzusteigen [35]. a) Drahtseilfahrkunst im Schacht Samson, St. Andreasberg/Harz (Foto um 1901); b) Funktionsprinzip [Oberharzer Bergwerksmuseum]

Der entwickelte Schrittantrieb nutzt diesem Prinzip folgend zwei mit kleiner Amplitude h anti-parallel zueinander, d. h. unter einer Phasenverschiebung von 180° , oszillierende Stege. Abhängig von der gewünschten Stellrichtung wird der Läufer an dem einen oder anderen Steg fixiert. Wie in Bild 1.11 verdeutlicht, wird der Läufer während eines Bewegungszyklus um die Strecke $x = 2h$ weiterbewegt.

Wie auch bei der Fahrkunst entsteht die Gesamtbewegung von bis zu einigen Zentimetern durch Addition einer Vielzahl von Einzelhüben. Der Schrittantrieb erreicht diese Summation durch koordiniertes Zusammenwirken von je zwei piezoelektrischen Vorschub- und Klemmaktoren. Aufgrund seines planaren Aufbaus und der Bewegungserzeugung durch Klemmen und Weiterschieben des Läufers wird der Antrieb im Folgenden als Inchwormplattform bezeichnet.

Der weitgehend monolithische Aufbau ermöglicht es, Antriebe für Parallelkinematiken mit bis zu fünf Freiheitsgraden mittels Laserstrahlschneiden und Mikrofräsen [36] oder Drahterosion [37] aus einem gemeinsamen Edelstahlblech herzustellen. Bild 1.12

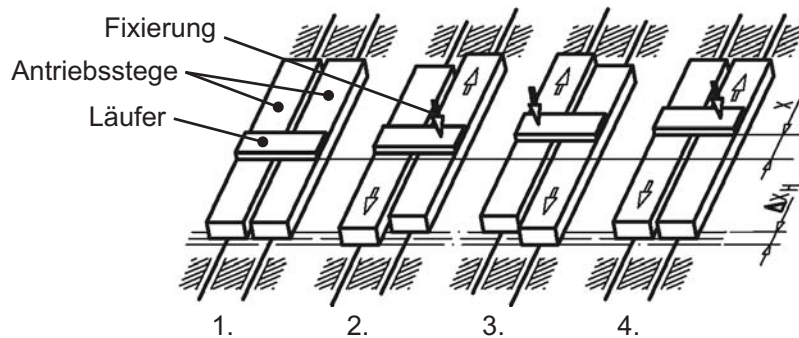


Bild 1.11: Funktionsprinzip des von Jungnickel entwickelten Schrittantriebs [1]

zeigt einen Prototypen mit 20 mm Verfahrbeweg bei einer Schrittweite von $100\ \mu\text{m}$, die durch eine Hebelübersetzung erreicht wird [1].

Im Gegensatz zu vielen der in Abschnitt 1.1 vorgestellten, miniaturisierten Schrittantriebe, füllt diese Inchwormplattform die Lücke zwischen den hochgenauen Antrieben mit Auflösungen im Nanometerbereich und gleichzeitig beschränktem Verstellweg von wenigen hundert Mikrometern und den konventionellen Positioniersystemen mit großen Verfahrwegen bei reduzierter Genauigkeit. Dabei ist das Antriebskonzept beliebig skalierbar und somit an eine Vielzahl von Anwendungen anpassbar. Über eine integrierte Mikroverzahnung wird die Vorschubskraft formschlüssig auf den Läufer übertragen und damit die Übertragung größerer Kräfte ermöglicht, als im Reibschluss erreichbar sind. Auf diese Weise ist der Läufer zu jedem Zeitpunkt fest mit mindestens einem der beiden Antriebsstege verbunden, eine zusätzliche Führung oder flexible Aufhängung ist nicht erforderlich. Gleichzeitig ist über die Maßverkörperung der Verzahnung eine gesteuerte Positionierung des Läufers durch Zählen der zurückgelegten Schritte möglich. Sämtliche Aktoren des Antriebssystems sind gestellfest, es gibt keine mitgeführten Kabel, die den Stellweg einschränken oder der Miniaturisierbarkeit im Wege stehen.

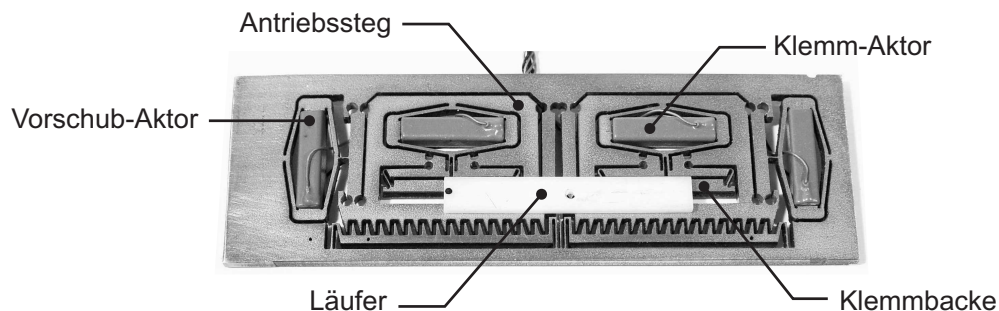


Bild 1.12: Piezoelektrische Inchwormplattform mit hintereinander angeordneten Antriebsstegen [1]

1.3 Ziel und Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit beschreibt die Weiterentwicklung und Miniaturisierung der beschriebenen Inchwormplattform unter Ausnutzung des Skalierungspotenzials des zugrundeliegenden Konzeptes. Es wird dabei, wie in Bild 1.13 gezeigt, der Übergang vom miniaturisierbaren zum miniaturisierten Schrittantrieb vollzogen.

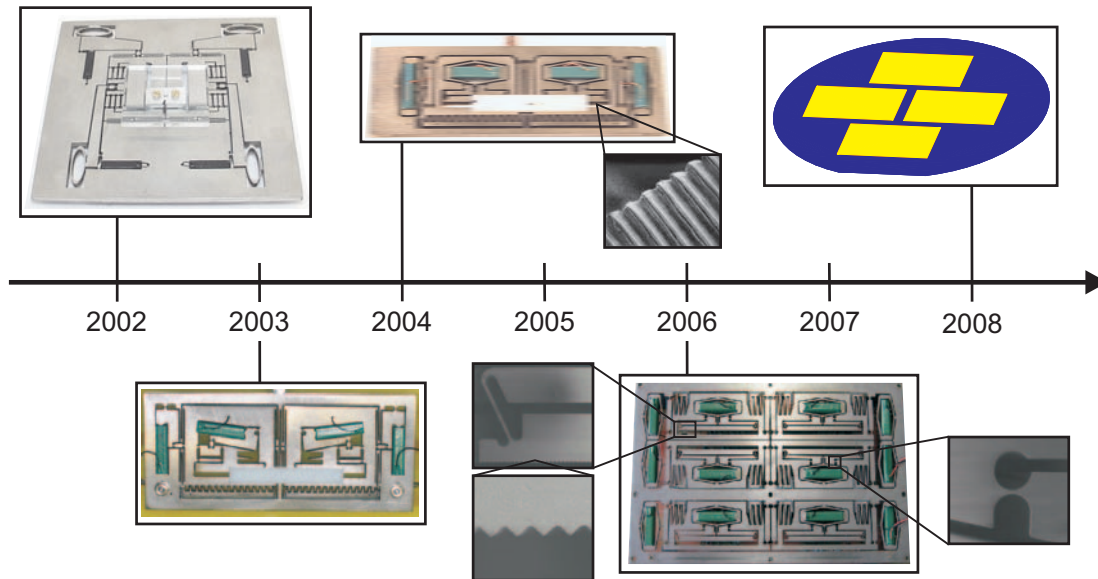


Bild 1.13: Entwicklungsstufen der Inchwormplattform (IWPF): 2002 – lasergeschnittene IWPF mit piezoelektrischen Stapelaktoren, Abmessungen $100 \times 100 \text{ mm}^2$ [38–40]; 2003/04 – lasergeschnittene IWPF mit piezoelektrischen Stapelaktoren und gefräster Mikroverzahnung, $100 \times 35 \text{ mm}^2$ [1]; 2006 – drahterodierte Dreifach-IWPF mit piezoelektrischen Stapelaktoren und Mikroverzahnung, $130 \times 85 \text{ mm}^2$ [37]; 2008/09 – Ziel: mikrostrukturier- te IWPF mit angepasster Aktorik, Batchfertigung von mindestens vier Antrieben auf einem 100 mm-Substrat

Für die angestrebte Miniaturisierung und Fertigung der Antriebe im Batchprozess ist die Ablösung der bisher eingesetzten, feinwerktechnischen Fertigungsverfahren durch geeignete Mikrostrukturierungsprozesse erforderlich. Daher wurde, wie in Kapitel 2 dargestellt, die UV-Tiefenlithographie im institutseigenen Reinraumlabor etabliert.

Bei Ausschöpfung des Miniaturisierungspotentials der Inchwormplattform durch Einsatz mikrotechnischer Fertigungsverfahren, ist ein alternatives Aktorkonzept für Vorschub und Klemmung des Läufers unumgänglich. Die ursprünglich eingesetzten, piezoelektrischen Stapelaktoren beanspruchen mit kleiner werdenden Abmessungen unverhältnismäßig viel Bauraum und stehen als einzige zu montierende Bauteile dem

Konzept eines monolithischen Antriebs entgegen. Daher ist ein geeigneteres und mit den Mikrofertigungsverfahren kompatibles Wandlerprinzip auszuwählen. Kapitel 3 diskutiert dazu die Vor- und Nachteile potentieller Aktorvarianten unter dem speziellen Aspekt der Realisierbarkeit mit den zur Verfügung stehenden Technologien.

Im Anschluss wird in Kapitel 4 die theoretische Beschreibung, Finite-Elemente-Simulation und messtechnische Charakterisierung der letztlich ausgewählten elektrothermischen Aktoren behandelt.

In den folgenden beiden Kapiteln wird die Entwicklung einer mikrostrukturierten, elektrothermischen Inchwormplattform beschrieben. Kapitel 5 geht dabei auf die grundlegende Auslegung der Vorschub- und Klemm-Mechanismen ein, während sich Kapitel 6 mit der Steigerung der Effizienz des Antriebs durch Einführung bistabiler, nachgiebiger Klemm-Mechanismen auseinandersetzt.

Danach werden mögliche Anwendungen für den entwickelten Mikroantrieb vorgestellt, bevor die Arbeit mit der Zusammenfassung der Ergebnisse und einem Ausblick auf ergänzende Ansätze und mögliche Weiterentwicklungen abgeschlossen wird.

2 UV-Tiefenlithographie

Die Realisierung mikromechanischer Systeme, wie dem in dieser Arbeit behandelten Schrittantrieb, erfordert mechanische Federstrukturen, die eine möglichst niedrige Steifigkeit in der Ebene (*in-plane*) aufweisen, um die Anforderungen an die Aktorik in Grenzen zu halten. Gleichzeitig muss parasitären Belastungen aus der Ebene heraus (*out-of-plane*) ausreichend Widerstand entgegengesetzt werden. Für einen rechteckigen Balken der Höhe h und Breite b lässt sich zeigen, dass das Verhältnis der Widerstandsmomente für diese beiden Bewegungsrichtungen proportional zu seinem Aspektverhältnis ist (vgl. Bild 2.1):

$$\frac{W_{\text{in-plane}}}{W_{\text{out-of-plane}}} = \frac{h}{b} \quad (2.1)$$

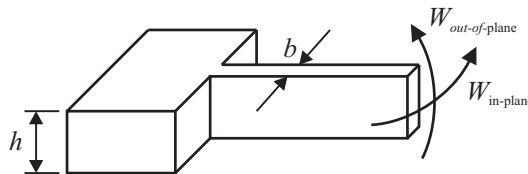


Bild 2.1: Widerstandsmomente am einseitig eingespannten Biegebalken

Ein wesentlicher Bestandteil der vorliegenden Arbeit besteht daher in der Etablierung einer durchgängigen Prozesskette zur mikrotechnischen Fertigung mechanischer Funktionsstrukturen mit hohen Aspektverhältnissen. Die dafür geeigneten Fertigungstechniken werden in der Literatur oft unter dem Sammelbegriff HARMST (*high-aspect-ratio micro-structure technology*) zusammengefasst.

Besonders hohe Aspektverhältnisse werden mit der kurz LIGA-Technik genannten Prozessfolge Lithographie, Galvanik, Abformung oder dem tiefen, reaktiven Ionenätzen (*deep reactive ion etching*, *DRIE*) erreicht. Allerdings erfordern diese Technologien, wie Bild 2.2 zeigt, eine aufwändige und damit teure Prozesstechnik, wie etwa die Synchrotronquelle beim LIGA-Verfahren. Dem gegenüber stehen die klassischen Mikrostrukturierungstechniken der Bulk- und Oberflächenmikromechanik, die mit deutlich geringeren Kosten pro Schicht bzw. Wafer auskommen, dabei aber nicht die Anforderungen an die Strukturierung erfüllen können.

Diese Ausgangssituation führt bis heute zur Entwicklung neuer Photoresiste, die sich kostengünstig mittels ultravioletter Strahlung belichten lassen und dabei Schichtdicken, Aspektverhältnisse und Kantensteilheiten erreichen, die zwischen den mit

der klassischen Oberflächenmikromechnik auf der einen Seite und den spezialisierten HARMST-Techniken auf der anderen Seite erreichbaren Werte liegen. In diesem Fall wird von UV-Tiefenlithographie oder UV-LIGA gesprochen. Im angelsächsischen Sprachraum ist auch der Begriff *poor mans LIGA* verbreitet, der dem Kompromiss zwischen Qualität der erzeugbaren Mikrostrukturen und den erforderlichen Investitionen Rechnung trägt.

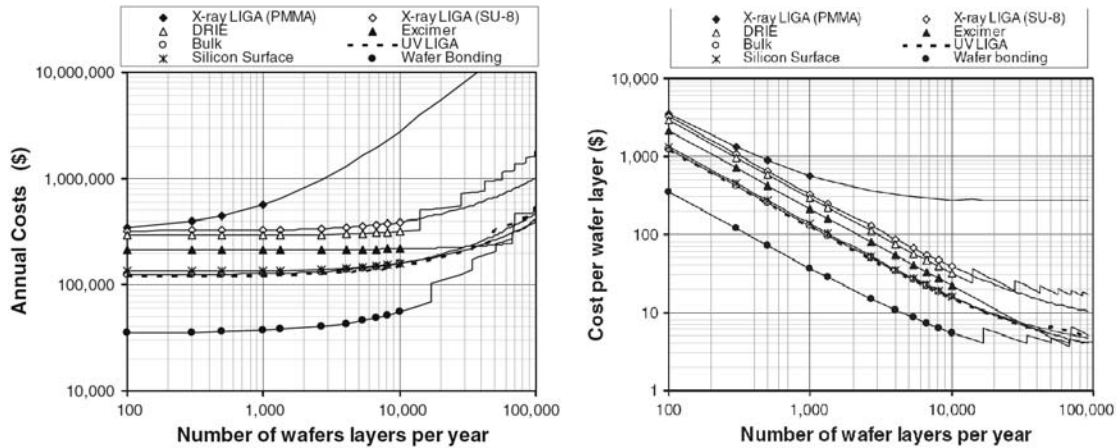


Bild 2.2: Vergleich der Fertigungskosten für die wichtigsten Strukturierungsverfahren der Mikrosystemtechnik [41]

Das für die Mikrostrukturierung am Institut EMK eingerichtete Reinraum-Labor wurde von Beginn an auf die Erzeugung mehrerer hundert Mikrometer dicker Strukturen mittels UV-Lithographie ausgerichtet. Während die eigentliche Reinraum-Installation samt Klimatisierung und Medienversorgung vor Beginn dieser Arbeit Ende 2002 erfolgt war, konnten die letzten gerätetechnischen Lücken erst im Rahmen des vom Land Hessen initiierten Innovationsfonds mit der Anschaffung der benötigten Belackungsanlagen (SÜSS Microtec Delta 80, Sawatec SM180), der Galvanikanlage (MOT) sowie eines Oberflächenprofilometers (Veeco Dektak 8) im Jahr 2005 geschlossen werden.

2.1 Dickschicht-Resiste

Getrieben von der Forderung nach Photolacken, die sich in Schichtdicken von mehreren hundert Mikrometern aufbringen und kostengünstig strukturieren lassen, ist heute eine Vielzahl überwiegend chemisch verstärkter Resiste verfügbar. Eine Übersicht verschiedener Photoresiste für die Tiefenlithographie mit Angaben zu erreichbaren Schichtdicken, Aspektverhältnissen und Kantenwinkeln ist in Tabelle 2.1 zusammengestellt. Das in der LIGA-Technik eingesetzte PMMA ist zu Vergleichszwecken mit aufgeführt. De-

tailliertere Untersuchungen verschiedener Dickschichtlacke für MEMS-Anwendungen wurden von Koukharenko et al. und Löchel veröffentlicht [42, 43].

In dieser Arbeit wurde die tiefenlithographische Strukturierung der Dickschicht-Resiste SU-8 2100, AZ 9260 und AR-N 4400 untersucht. Trockenfilmresiste, wie sie z. B. in der Leiterplatten-Fertigung eingesetzt werden, wurden dagegen nicht betrachtet.

2.1.1 AZ 9260

Die positiv arbeitenden Lacke der AZ-Serie basieren auf Novolak, einem Kresolharz, das aus Formaldehyd und Phenol polykondensiert wird. Dieses Grundharz zeichnet sich durch gute thermische und elektrische Isolationsfähigkeit sowie hohe Festigkeit und ausreichende Beständigkeit gegenüber schwachen Laugen und Säuren aus. Als Photoinitiator kommen Diazonaphthoquinon-Verbindungen (DNQ) zum Einsatz. Diese erhöhen zunächst die Beständigkeit gegenüber der Entwicklerlösung um den Faktor 10–100. Bei der Belichtung wandelt sich das DNQ unter Stickstoffabspaltung und Wasseraufnahme in eine Karbonsäure um, wodurch sich die Entwicklungsrate in wässrig-alkalischer Lösung um 3–4 Größenordnungen erhöht. Sie liegt damit in Summe das ein- bis zweifache über der des reinen Novolaks [56]. Das Novolak-Harz ist in Propylenglykol-2-methylether-1-acetat (PGMEA) als organischem Lösungsmittel gelöst. Über den Lösungsmittelgehalt wird die Viskosität und damit die erreichbare Schichtdicke eingestellt.

Für den Einsatzbereich dicker Schichten eignet sich die AZ 4500- bzw. deren höher transparente Weiterentwicklung, die AZ 9200-Serie. Die Lacke der AZ 9200-Serie zeichnen sich durch eine im Vergleich zu den AZ 4500-Dickschichtlacken nochmals um 10 % reduzierte Absorption aus. Damit lassen sich auch über Mehrfachbelackung hergestellte Schichten bis 100 μm durchbelichten. Es werden Lacke für verschiedene Schichtdickenbereiche in vier unterschiedlichen Viskositäten angeboten. In dieser Arbeit kommt der niedrigviskose AZ 9260 zum Einsatz.

Lackschichten mit einigen 10 μm Dicke lassen sich durch entsprechend niedrige Schleuderdrehzahlen und/oder kurze Schleuderzeiten erreichen. Allerdings entsteht dabei ein stark ausgeprägter Randwall bei schlecht reproduzierbarer Schichtdicke. Es zeigt sich, dass sich die Randüberhöhung durch ein Schleuderprofil mit hoher Enddrehzahl bei gleichzeitig sehr kurzer Schleuderzeit von nur wenigen Sekunden und steiler Rampe ($1000 \text{ Umin}^{-1}\text{s}^{-1}$) im Vergleich zum konventionellen Schleudern mit niedriger Drehzahl deutlich reduzieren lässt [56]. Mit dem Schleuderprofil nach Tabelle 2.2 wird eine Schichtdicke von 33 μm erreicht.

Darüber hinaus lassen sich dickere Schichten mittels Mehrfachbelackung und Zwischentrocknung erzeugen. Die Zwischentrocknung für jeweils 5 min auf 60 °C und 100 °C verhindert dabei, dass bereits aufgebraachte Schichten aufgrund eines zu hohen Lösungsmittelgehalts beim erneuten Dispensieren angelöst werden. Bild 2.3 zeigt die erreichbaren Schichtdicken bei Einfach-, Zweifach- und Dreifach-Belackung.

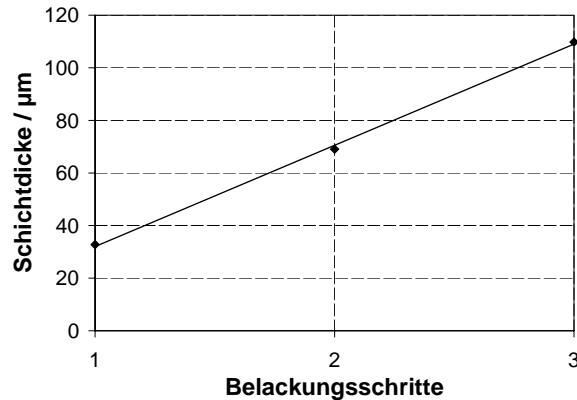
Tabelle 2.1: Photoresiste für die UV-Tiefenlithographie

| | AZ 4562 AZ 9260 | AR- N 4400 | THB- 430N | KMPR 1000 | LF55GN | ma- P 1275 | SU-8 | PMMA¹ |
|-------------------------------|----------------------------------|------------------------------|--------------------------------|-------------------------|------------------------------|---------------------------|--|-----------------------------------|
| Hersteller | AZ Electronic Materials | Allresist | JSR | MCC Nippon Kayaku | MacDermid | mrt | MCC | Röhm |
| Material- system | Novolak | Novolak | acrylbasiertes Polymer | modifiz. Epoxidharz | Polyurethan | Novolak | Epoxidharz | PMMA |
| Polarität | positiv | negativ | negativ | negativ | negativ | positiv | negativ | positiv |
| Schicht- dicke | 100 µm ³ | 50 µm– 1 mm ²⁾ | 110 µm– 1,4 mm ³ | 120 µm | 500 µm– 4 mm ² | 30– 60 µm ³ | 500 µm– 2 mm ² | 3 mm ^{2,4} |
| Aspekt- verhältnis | 10–13:1 | 18:1 | 4–8:1 | 10 : 1 | 10–27:1 | 3–4:1 | < 50 : 1 | < 100 : 1 |
| Kanten- winkel | 92,1° | 88,95° | | | | 84° | 88°– newline 89,8° | 90,02°– 90,14° |
| Lösungs- mittel | PGMEA | MPA | | | | GBL CP | | |
| Entwickler | wässrig- alkalisch | wässrig- alkalisch | THB-D1- Developer | | | wässrig- alkalisch | PGMEA GBL | GG- Entwickler |
| Remover | NMP, TMAH Aceton | NMP TMAH | Aceton THB-S1- Stripper | | | mrt- REM660 | O ₂ /CF ₄ - Plasma NMP | NMP O ₂ - Plasma |
| pH- Bereich | | 1–14 | | | | 1–13,5 | | 1–14 |
| Quelle | [44, 45] | [44, 46] | [47, 48] | [49] | [50, 51] | [43, 52] | [53, 54] | [55] |

¹Belichtung mit Röntgenstrahlung ²Gießtechnik ³Mehrfachbelackung ⁴Plattenmaterial

Tabelle 2.2: Schleuderprofil für AZ 9260

| Schritt | Drehzahl / Umin^{-1} | Dauer / s | Beschleunigung / $\text{U}(\text{min} \cdot \text{s})^{-1}$ |
|--------------|----------------------------------|--------------|--|
| Verteilen | 300 | 15 | 200 |
| Abschleudern | 1500 | 3 | 300 |

**Bild 2.3:** Erreichbare Schichtdicke bei Mehrfachbelackung von AZ 9260

Nach dem Aufschleudern erfolgt das Softbake auf einer Hotplate, um das Lösungsmittel aus der Lackschicht zu treiben. Damit wird zum einen der Maskenverschmutzung bzw. einem Verkleben des Substrats mit der Maske beim Belichten vorgebeugt und die Lackhaftung zum Substrat verbessert. Zum anderen wird die Blasenbildung durch den bei der Photoreaktion gebildeten Stickstoff unterdrückt. Außerdem wirken sich Lösungsmittel-Restanteile nach dem Softbake negativ auf die weitere Prozessierung des Photolacks aus: Bei der Entwicklung wandelt sich das PGMEA u. a. in Essigsäure um und erhöht den Dunkelabtrag. Bei nachfolgenden Back- oder Aufdampfschritten setzt es den Fließpunkt herab und führt damit zu erhöhter Verrundung des Lackprofils. Neben der Resisttrocknung führt das Softbake jedoch auch zu einer teilweisen Zersetzung des Photoinitiators und damit zu einer Reduzierung der Entwicklungsrate. Als Kompromiss zwischen ausreichender Resisttrocknung und minimalem DNQ-Verlust hat sich eine Softbake-Dauer von 1 min je Mikrometer Schichtdicke bei 100°C auf der Hotplate bewährt [57].

Da der Resist während der Trocknung neben dem Lösungsmittel auch Wasser abgibt, ist vor der Belichtung ausreichende Wartezeit bei einer Luftfeuchtigkeit $> 40\%$ zur Rehydrierung erforderlich, damit die für die Photoreaktion erforderlichen Wassermoleküle zurück in die Lackschicht diffundieren können. Schichten mit einigen $10\mu\text{m}$ Dicke benötigen hierfür mehrere Stunden. Unzureichende Rehydrierung hat einen schlechten Kontrast und lange Entwicklungszeiten zur Folge.

Die Entwicklung erfolgt im Becherglas auf einem Wipp-Schüttler mit dem KOH-basierten Entwickler AZ 400K (3:1). Der Wafer wird in deionisiertem Wasser gespült und mit N₂ trocken geblasen. Anschließend erfolgt eine optische Kontrolle unter dem Lichtmikroskop, ggf. muss einige Minuten nachentwickelt werden.

2.1.2 SU-8

Der Negativresist SU-8 wurde 1989 von IBM für den Einsatz in der Leiterplattenfertigung entwickelt und patentiert [58, 59]. 1995 wurde SU-8 für erste mikrotechnische Anwendungen entdeckt und findet seitdem immer weitere Verbreitung [60–64]. Wie der zuvor beschriebene AZ 9260 besteht SU-8 aus drei Grundbestandteilen:

- einem Epoxidharz-Monomer,
- einem organischen Lösungsmittel und
- einer photoaktiven Komponente.

Als Basis dient das multifunktionale Epoxid-Derivat von Bisphenol-A-Novolak mit dem Handelsnamen EPON SU-8 von Shell Chemical. Dieses Epoxidharz zeichnet sich durch sein geringes Molekulargewicht von 1400–1700 g/mol sowie die mit durchschnittlich acht reaktiven Epoxidgruppen je Monomer sehr hohe Gruppenfunktionalität aus (vgl. Bild 2.4). Dadurch lässt es sich in einer Vielzahl organischer Lösungsmittel mit Feststoffanteilen bis zu 85 % lösen und erreicht im polymerisierten Zustand eine starke räumliche Vernetzung.

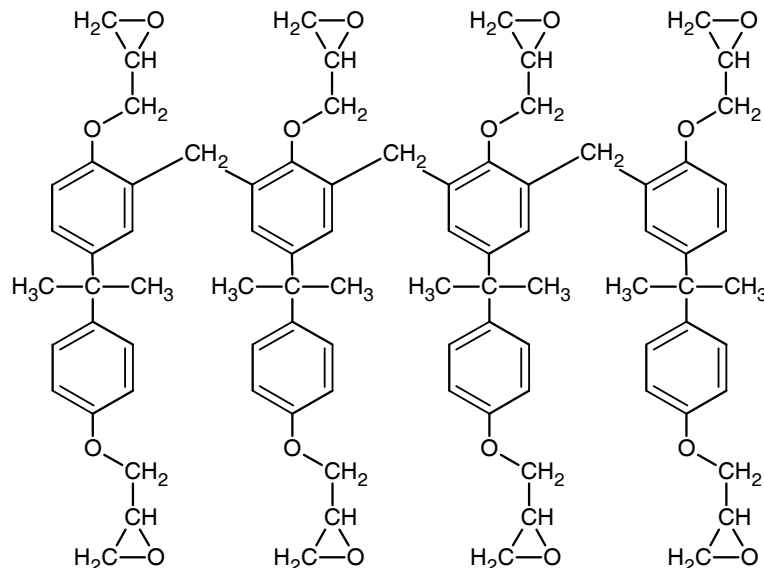


Bild 2.4: Chemische Struktur des SU-8-Monomers mit 8 Epoxidgruppen

Die hochviskosen SU-8-Mischungen erlauben die Realisierung mehrerer hundert Mikrometer dicker Schichten in einem Belackungsschritt [44, 61, 63, 65]. Darüberhinaus lassen sich durch Mehrfachbelackung bzw. Gießverfahren Schichtdicken größer als ein Millimeter erreichen [43, 63, 64, 66]. Die hohe Transparenz im Spektralbereich oberhalb 350 nm ermöglicht die lithographische Strukturierung dieser Schichten mit hohem Kontrast. Der hohe Vernetzungsgrad gewährleistet Aspektverhältnisse bis 50:1, nahezu senkrechte Kanten und eine hohe chemische und thermische Beständigkeit sowie gute mechanische Eigenschaften. Dazu kommen hervorragende Planarisierungseigenschaften.

Als photoempfindliche Komponente (*photo acid generator*, PAG) werden dem Lack bis zu 10 Gew.% eines Triarylsulfoniumsalzes (Cyracure UVI-6976 von Dow Chemical), beigeemengt. Dieses zersetzt sich bei UV-Bestrahlung durch Photolyse zu einer schwach konzentrierten, starken Lewis-Säure, die als Protonendonator für die Öffnung der Epoxidringe sorgt und damit als Katalysator für die Vernetzungsreaktion wirkt: Die protonierten Epoxidgruppen führen während des Postbake zu einer wärmeinduzierten Polyaddition der SU-8-Monomere. Die bereitgestellten Protonen spalten sich nach der Vernetzung wieder ab, so dass sich die Säure nicht verbraucht, sondern rein katalytisch wirkt [67].

Inzwischen wird SU-8 in Lizenz u. a. von der MicroChem Corporation (MCC) hergestellt und weltweit vertrieben, in Deutschland über den Vertriebspartner Microresist Technology GmbH, Berlin. Mit dem Ziel, einige Nachteile der ursprünglichen SU-8-Formulierung mit γ -Butyrolacton (GBL) als Lösungsmittel zu beseitigen, wurden mit der SU-8-2000- und der SU-8-3000-Serie eine Reihe modifizierter SU-8-Varianten entwickelt und patentiert [68, 69]. Für SU-8 2000 wird Cyclopentanon (CP) als Lösungsmittel mit niedrigerem Siedepunkt und geringerer Oberflächenspannung verwendet, um die erforderlichen Trocknungszeiten zu verkürzen und die Benetzung zu verbessern [70]. Bei SU-8 3000 dagegen wurde das Grundmonomer selbst modifiziert [71], mit dem Ziel, die Haftung auf metallischen Galvanik-Startschichten zu steigern. In der vorliegenden Arbeit kommt für die angestrebten Schichtdicken von 500 μm ausschließlich SU-8 2100 zum Einsatz.

Tabelle 2.3 zeigt einen Ausschnitt der erhältlichen Mischungen für SU-8 2000 und die damit laut Datenblatt jeweils erreichbaren Schichtdicken [72, 73]. Bei entsprechend angepasster Schleuderdrehzahl lassen sich jedoch auch wesentlich dickere Schichten erzeugen.

2.1.3 AR-N 4400 (CAR 44)

Bei der Resistserie AR-N 4400 (auch CAR 44) handelt es sich um chemisch verstärkte Negativresists (*chemically amplified resist*, CAR) auf Basis eines neu synthetisierten, multifunktionalen Novolaks [74]. Dieses ist zusammen mit einem lichtempfindlichen Säuregenerator in einem Lösungsmittelgemisch mit 1-Methoxy-2-propyl-acetat als Hauptbestandteil gelöst. Durch die bei Belichtung im Wellenlängenbereich von 250–

Tabelle 2.3: Mischungen für SU-8 2000 [72, 73]

| Mischung | Feststoffanteil / % | Viskosität / cSt ^{*)} | max. Schichtdicke / µm |
|----------|------------------------|-----------------------------------|---------------------------|
| 2025 | 68,55 | 4500 | 80 |
| 2035 | 69,95 | 7000 | 120 |
| 2050 | 71,65 | 12900 | 170 |
| 2075 | 73,45 | 22000 | 240 |
| 2100 | 75,00 | 45000 | 260 |
| 2150 | 76,75 | 80000 | 650 |

^{*)} Zentistokes, $1 \text{ cSt} = 1 \text{ mm}^2 \text{s}^{-1}$

436 nm freiwerdende Säure lässt sich der Novolak durch seine Aminogruppen thermisch vernetzen [46]. Die Entwicklung der unvernetzten Bereiche erfolgt wässrig-alkalisch und im Gegensatz zum epoxidbasierten SU-8 soll sich auch der vernetzte Resist nasschemisch mit entsprechenden Removern oder Aceton bzw. im Sauerstoff-Plasma einfach wieder entfernen lassen. Damit scheint der AR-N 4400 eine echte Alternative für die galvanische Abformung im pH-Bereich von 1–13 zu sein.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Einsatz der hochviskosen Mischung AR-N 4400-50 mit dem Ziel der galvanischen Abformung von Nickelstrukturen mit Schichtdicken zwischen 200 µm und 500 µm untersucht. Dazu wurden Lackschichten entsprechend der Herstellerangaben [46] sowohl auf blanken Silizium-Substraten, als auch auf Substraten mit aufgesputterten Kupfer- und Gold-Startschichten prozessiert.

Für Schichtdicken $> 200 \text{ µm}$ auf Silizium zeigt sich jedoch, dass eine vollständig Entwicklung der belichteten Bereiche mit dem alkalischen Standardentwickler AR 300-44 auch für sehr lange Entwicklungszeiten $> 120 \text{ min}$ kaum möglich ist. Die größte erfolgreich entwickelte Schichtdicke liegt bei 140 µm bei einer Entwicklungsdauer von 100 min. Dickere Schichten bis 500 µm lassen sich allerdings mit dem NaOH-basierten AZ 351B in 45 min entwickeln.

Weniger erfolgreich gestaltet sich dagegen die Prozessierung auf Kupfer- und Goldstartschichten für die anschließende galvanische Abformung. In beiden Fällen bildet sich während der Entwicklung ein zäh-elastischer Niederschlag, der sich nur für Schichtdicken unter 100 µm durch die Badbewegung entfernen lässt. Ein Grund für diese Restschicht konnte trotz mehrfacher Rückfrage beim Hersteller nicht gefunden werden, auch umfangreiche Variationen von Belichtungs- und Vernetzungsparametern brachten keine Abhilfe.

Erfolgreichere Untersuchungen zur Strukturierung und Abformung von AR-N 4400 am Institut für Mikrotechnik der Technischen Universität Braunschweig [44] sowie bei der Bessy GmbH [45] zeigen die prinzipielle Einsetzbarkeit als Alternative zu SU-8, allerdings auch hier nur für Schichtdicken kleiner 100 µm . Daher wird für die im Rah-

men der vorliegenden Arbeit geforderten Schichtdicken auf den Einsatz dieses Resists verzichtet.

2.2 Tiefenlithographische Strukturierung von SU-8

Wie Bild 2.5 zeigt, stellt die tiefenlithographische Strukturierung von SU-8 keine besonders komplexe Prozesskette dar. Die wesentlichen Schritte sind das Belacken, das Belichten mit ultravioletter Strahlung, die Vernetzung während des Postbakes sowie die Entwicklung. Dennoch erweist sich vor allem die Prozessierung dicker Schichten bei hohen Aspektverhältnissen als anfällig gegenüber Schwankungen der Prozessparameter und -bedingungen.



Bild 2.5: Prozessablauf der UV-Tiefenlithographie

Im Laufe der Jahre wurde eine Vielzahl an Untersuchungen zur Optimierung der Prozessierung von SU-8 veröffentlicht. Trotz Einsatz etablierter Verfahren der statistischen Versuchplanung, wie z. B. der TAGUCHI-Methode [75–77], resultieren daraus stark abweichende Parametersätze und zum Teil widersprüchliche Ergebnisse. Grund hierfür ist der Einfluss der örtlichen Gegebenheiten, wie Raumtemperatur, Luftfeuchtigkeit und eingesetzte Anlagen. Es ist daher erforderlich, einen an die vorliegenden Bedingungen und Anforderungen angepassten Satz an Prozessparametern zu ermitteln. Im Folgenden wird daher der im Rahmen dieser Arbeit am Institut für Elektromechanische Konstruktionen eingeführte Ablauf zur Strukturierung 500 µm dicker SU-8-Schichten auf Siliziumsubstraten mit 100 mm Durchmesser beschrieben.

Substratvorbehandlung

Bei SU-8 als organischem und damit hydrophobem Material sind saubere und trockene Substrate Voraussetzung für gute Benetzung, homogene Belackung und ausreichende Haftung der erzeugten Strukturen. Daher werden für die Prozessierung ausschließlich frische oder gründlich gereinigte Wafer eingesetzt. Dazu wird ggf. eine RCA¹-Reinigung mit Ammoniumhydroxid (*standard clean 1*, *SC-1*) bzw. Salzsäure und Wasserstoffperoxid (*SC-2*) zur Beseitigung organischer und anorganischer Verunreinigungen durchgeführt. Dabei entsteht ein dünnes Siliziumoxid, das durch kurzes Eintauchen in verdünnte Flusssäure (2–5 %, *HF dip*) entfernt wird, um Benetzungsschwierigkeiten zu verhindern. Anschließend werden die Substrate für 45 min auf einer Hotplate bei 195 °C dehydriert.

¹Nach den RCA Laboratories, wo das Verfahren von Werner Kern entwickelt wurde [78].

Belacken

Das Aufbringen der SU-8-Schichten erfolgt auf einer Lackschleuder mit rotierendem Deckel (Süss Delta 80 GYRSET, s. Bild 2.6). Dadurch werden Luftturbulenzen unterdrückt und das Antrocknen der Lackoberfläche verhindert, wodurch sich eine höhere Schichtdickenhomogenität und -reproduzierbarkeit bei gleichzeitig niedrigerer Randüberhöhung erreichen lässt [79]. Darüberhinaus lassen sich auf diese Weise auch rechteckige Substrate problemlos belacken.

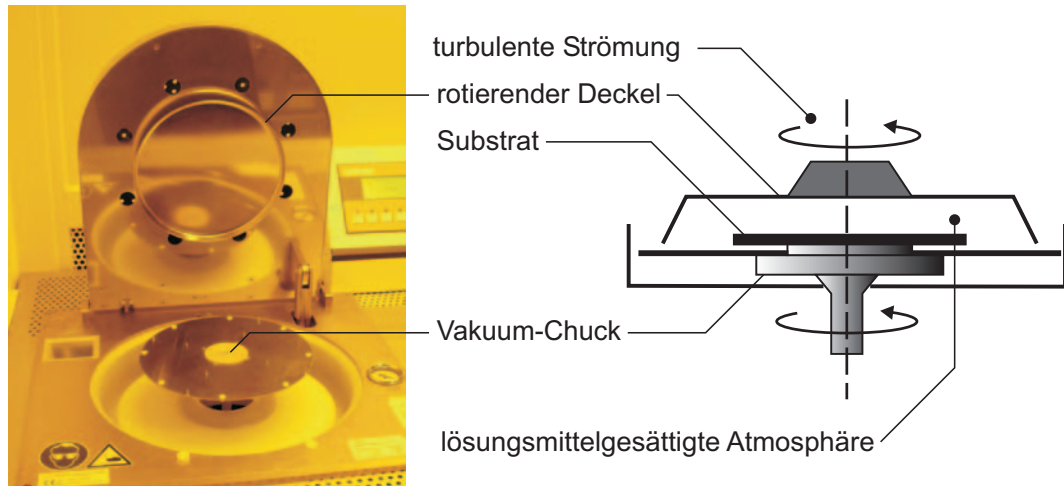


Bild 2.6: Lackschleuder mit rotierendem Deckel, GYRSET-System

Das Schleudern erfolgt zweistufig: Es werden 7 ml SU-8 aus einer Spritze mittig auf den dehydrierten Wafer aufgebracht und zunächst mit $100 \text{ U}(\text{min} \cdot \text{s})^{-1}$ auf $400 \text{ U} \text{min}^{-1}$ beschleunigt und für 15 s gleichmäßig verteilt. Anschließend wird mit $300 \text{ U}(\text{min} \cdot \text{s})^{-1}$ die Enddrehzahl angefahren und die Schicht auf die gewünschte Dicke abgeschleudert.

Beim Aufschleudern ist die Schichtdicke d der Drehzahl n umgekehrt proportional [80], es gilt:

$$d(n) = cn^\gamma \quad \text{mit } \gamma < 0 \quad (2.2)$$

Neben erhöhten Schleuderdrehzahlen führen auch eine zunehmende Schleuderdauer oder verringerte Viskosität des Lackes zu monoton abnehmenden Schichtdicken. Dieses Verhalten wird in Gleichung 2.2 durch die empirisch zu ermittelnden Konstanten c und γ berücksichtigt, die darüber hinaus von der aufgetragenen Menge und der verwendeten Beschleunigungen abhängen.

Um Auflösungsverluste beim Belichten durch Beugung aufgrund von Luftspalten zwischen Maske und Lackschicht zu verhindern, ist eine hohe Schichtdickenhomogenität gefordert. Daher folgt nach dem Belacken eine Ruhephase von 30–60 min auf einer nivellierten Unterlage. Diese führt zu einer Reduzierung der Randüberhöhung und damit zu einer erhöhten Schichtdickenhomogenität. Gleichzeitig werden durch den

Schleudervorgang hervorgerufene Spannungen abgebaut. Eine Petri-Schale als Abdeckung verhindert das vorzeitige Antrocknen der Lackoberfläche [67].

Nach einem ersten einstündigen Trocknungsschritt kann die verbleibende Randüberhöhung entfernt werden (*edge bead removal*). Dazu wird Aceton aus einer Spritze auf den rotierenden Wafer aufgebracht. Werden besonders hohe Anforderungen an die Schichtdickenhomogenität gestellt, kann diese durch Zweifachbelackung mit Zwischentrocknung nochmals gesteigert werden. Bild 2.7 zeigt experimentell ermittelte Schleuderkurven für SU-8 2100 und 2050 bei Ein- und Zweifachbelackung. Die besten Ergebnisse werden für eine Schleuderdauer von 40 s erzielt.

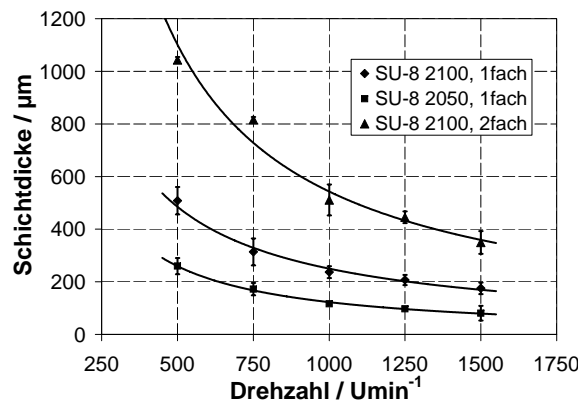


Bild 2.7: Schleuderkurven für SU-8 bei einer Schleuderdauer von 40 s

Die für eine gewünschte Schichtdicke erforderliche Schleuder-Drehzahl ergibt sich durch Umstellung von Gleichung 2.2 zu

$$n = \left(\frac{d}{c} \right)^{1/\gamma}. \quad (2.3)$$

Die Parameter c und γ sind dabei als Koeffizienten einer potenziellen Regressionskurve aus den Ergebnissen der Schleuderversuche zu ermitteln. Eine Übersicht der resultierenden Schleuder-Parameter sowie die Auswertung der erforderlichen Drehzahlen für einige beispielhafte Schichtdicken ist in Anhang A zu finden.

Softbake

Nach dem Belacken wird während des Softbakes (Prebake) das Lösungsmittel aus der Schicht getrieben. Üblicherweise geschieht dies auf einer nivellierten Hotplate, da eine Ofentrocknung unweigerlich mit Hautbildung an der Oberfläche verbunden ist, durch die das Lösungsmittel nur sehr langsam aus der Lackschicht entweichen kann. Der Hersteller empfiehlt zur Vermeidung von thermischen Spannungen ein zweistufiges Softbake, zunächst für einige Minuten bei 65 °C, dann bei 95 °C. Aus dem gleichen Grund sind sowohl beim Aufheizen als auch beim Abkühlen starke Temperaturgradienten zu vermeiden. Die Temperaturen sind unbedingt unterhalb von 120 °C zu halten,

da es sonst auch ohne Belichtung bereits zu einer thermisch getriebenen Vernetzung kommen kann [81].

Die Dauer des Softbakes richtet sich nach der Schichtdicke, sie kann bis zu mehreren Stunden betragen. Unzureichendes Softbake führt zu Lösungsmittelausgasung während des Postbakes und damit zu hohen inneren Spannungen. Zu langes Heizen wirkt sich dagegen negativ auf die Entwicklungsdauer aus und verstärkt die Neigung zur Rissbildung. Da der Lösungsmittelanteil nach dem Softbake einen deutlichen Einfluss z. B. auf die Kantenqualität hat [82], wird ein Lösungsmittelrestgehalt nach Gleichung 2.4 von 5 % angestrebt und durch Wiegen des Wafers eingestellt.

$$\text{Lösungsmittelrestgehalt} = \left(1 - \frac{\text{Feststoffanteil} \cdot m_1}{m_2} \right). \quad (2.4)$$

Dabei sind m_1, m_2 die Massen des Wafers vor bzw. nach dem Softbake. Der Feststoffanteil beträgt nach Herstellerangabe 75 % für SU-8 2100 und 71,65 % für SU-8 2050 [73].

Die im Rahmen dieser Arbeit prozessierten Schichten von 500 μm Dicke weisen nach fünfminütigem Relaxieren bei 65 °C und anschließend fünfstündigem Softbake bei 95 °C einen Lösungsmittelrestgehalt von etwa 4 % auf. Dabei werden beim Aufheizen Temperaturrampen von 10 Kmin^{-1} verwendet, um thermische Spannungen zu minimieren. Das Abkühlen auf Raumtemperatur erfolgt ungeregt über einen Zeitraum von etwa 2,5 h (vgl. Bild 2.8).

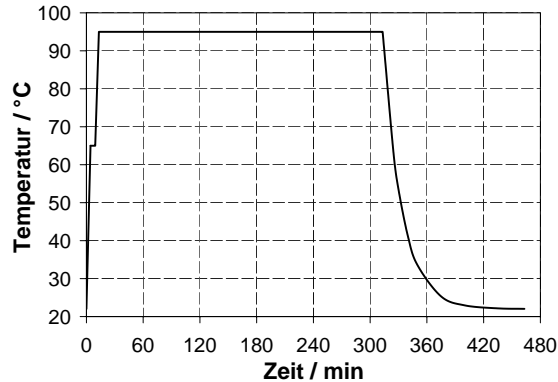


Bild 2.8: Temperaturprofil des Softbakes

Belichtung

SU-8 ist für die Belichtung im nahen UV-Bereich zwischen 350 nm und 400 nm optimiert. Es wird daher auf einem Mask Aligner (Karl Süss MA 56) eine Breitbandbelichtung mit den g -, h - und i -Linien (436 nm, 405 nm, 365 nm) einer Quecksilber-Hochdruckentladungslampe durchgeführt. Die geringe Absorption im nahen UV-Bereich ermöglicht eine gleichmäßige Belichtung und damit nahezu senkrechte Seitenwände für Schichtdicken im Bereich der Eindringtiefe der verwendeten Wellenlängen.

Die Eindringtiefe L_e ist dabei die Resistdicke, bei der die Intensität der einfallenden Strahlung auf den Wert $1/e$ abfällt. Für die Intensität $I(x, \lambda)$ gilt

$$I(x, \lambda) = I_0(\lambda) e^{-\alpha(\lambda)x}, \quad (2.5)$$

und es lässt sich zeigen, dass die Eindringtiefe L_e gleich dem Kehrwert des spektralen Absorptionsgrades $\alpha(\lambda)$ ist:

$$L_e = \alpha(\lambda)^{-1} \quad (2.6)$$

Bild 2.9 zeigt den spektralen Absorptionsgrad der photoaktiven Komponente. Aufgrund der geringen Empfindlichkeit im Bereich längerer Wellenlängen, ist die gleichmäßig belichtbare Schichtdicke auf wenige 100 μm begrenzt.

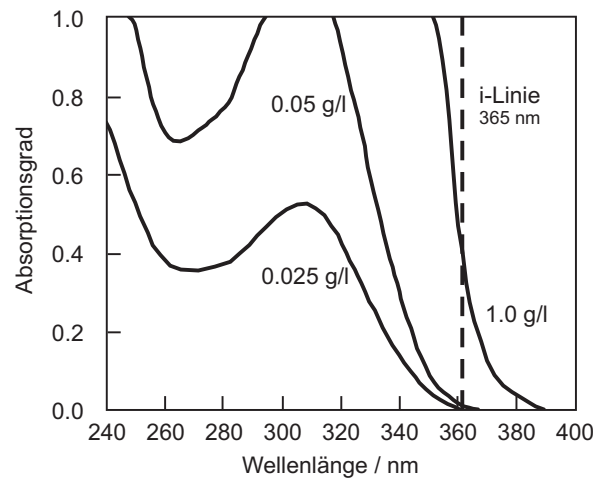


Bild 2.9: Spektraler Absorptionsgrad der photoaktiven Komponente für verschiedene Konzentrationen [83]

Dickere Schichten lassen sich zwar mit deutlich längeren Belichtungszeiten strukturieren, allerdings ist dabei eine schlechtere Qualität der Seitenwände zu erwarten [84].

Der deutliche Anstieg des Absorptionsgrades von SU-8 unterhalb 350 nm führt zu einer verstärkten Belichtung der oberflächennahen Bereiche, wodurch es zu einer Verbreiterung der Strukturen kommt [85]. Um diesen als *T-topping* bezeichneten Effekt zu vermeiden und möglichst steile Flanken zu erzielen, wird dieser kurzwellige Bereich des Spektrums mit einem entsprechendem Langpass-Farbglassfilter (Schott WG 335) unterdrückt. Bild 2.10 zeigt die Auswirkung eines fehlenden Kantenfilters.

Bei der Wahl der Belichtungsdauer ist zu beachten, dass bei niedrigen Dosen in den substratnahen Schichten nicht ausreichend Säurekatalysator gebildet wird. Die Strukturen werden dann aufgrund der resultierenden schwachen Vernetzung vom Entwickler unterspült und letztendlich abgelöst. Überbelichtung ist dagegen weniger kritisch, erst bei sehr langen Belichtungszeiten kommt es zu einer Verringerung der Kantenqualität

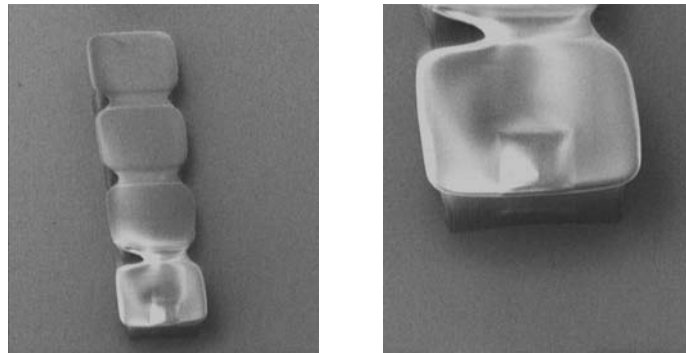


Bild 2.10: *T-topping*-Effekt bei Belichtung mit Wellenlängen kleiner 350 nm

und schließlich zu Auflösungsverlust durch Zusammenwachsen der Strukturen. Neben der Schichtdicke hängt die erforderliche Belichtungszeit auch vom Reflexionsgrad und der Oberflächenrauigkeit des verwendeten Substrats ab.

In dieser Arbeit wurden für 500 µm dicke Schichten auf blanken Silizium-Substraten Belichtungs Dosen im Bereich 2500–2750 mJcm⁻² ermittelt. Bei Prozessierung auf Kupfer liegen die Dosen etwas höher bei 3500–3750 mJcm⁻².

Diese Werte liegen deutlich oberhalb der Herstellerempfehlung [73], der allerdings eine Optimierung der Auflösung und nicht wie in dieser Arbeit der Substrathaftung zugrunde liegt. Aufgrund der relativ hohen Dosen wird die Belichtung in Intervallen von etwa 500 mJcm⁻² mit Pausen von 60s durchgeführt, um eine Aufheizung der oberen SU-8-Schichten und damit Beeinträchtigung der Kantenqualität zu verhindern.

Für die Belichtung werden Chrom-Masken oder kostengünstige Folienplotts (3.588–100.000 dpi) verwendet. Die Maskenlayouts werden mit dem 2D-CAD-Programm AutoCAD® erstellt.

Postbake

Während des Postbake (*post exposure bake, PEB*) erfolgt die thermisch getriebene Vernetzung des Resists. Die Vernetzungsreaktionen laufen jedoch nur für Temperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur ab. Da diese mit fortschreitender Vernetzung ansteigt, verlangsamt sich die Reaktion bis sie für eine Übergangstemperatur in der Nähe der Postbake-Temperatur zum Erliegen kommt [86]. Bei Erreichen vollständiger Vernetzung lässt sich die Glasübergangstemperatur nicht mehr weiter steigern, ihr maximal erreichbarer Wert liegt bei etwa 240 °C.

Im Zuge der Vernetzung kommt es zu Schrumpfung und Verdichtung aufgrund weiterer Lösungsmittelausgasung sowie der Vernetzung selbst. Zusätzlich entstehen beim Einsatz von Substraten mit niedrigerem Ausdehnungskoeffizienten als dem von SU-8 beim Abkühlen auf Raumtemperatur Zugspannungen. Diese können zu Rissbildung oder zum Ablösen von Strukturen und – besonders bei dicken Schichten – zu beachtlichen Waferdurchbiegungen führen (vgl. Bild 2.11). Um der Schicht die Möglichkeit

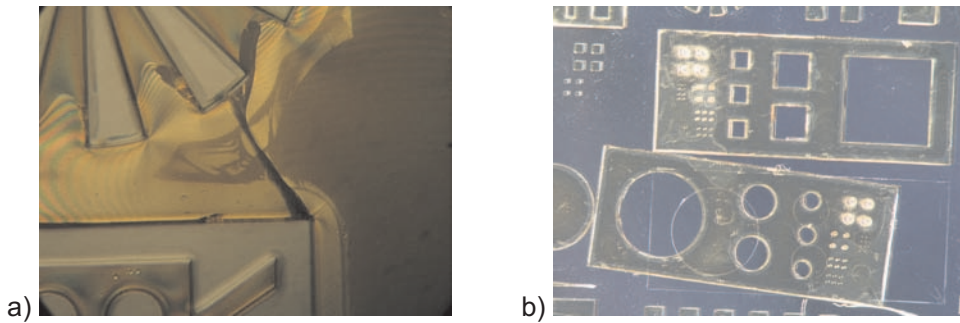


Bild 2.11: Folgen thermischer Spannungen: a) Rissbildung, b) Ablösen vom Substrat

zum Relaxieren zu geben, wird vom Hersteller ein zweistufiges Postbake bei 65 °C und 95 °C empfohlen.

Je höher der Vernetzungsgrad, desto besser kann die Schicht den auftretenden Spannungen widerstehen. Allerdings bedingt eine starke Vernetzung ihrerseits wieder ausreichend hohe Postbake-Temperaturen, wodurch auch die inneren Spannungen steigen. Es ist demnach ein Optimum zwischen thermischem Schichtstress und mechanischer Festigkeit des vernetzten SU-8 zu finden. Dabei kann zu einem gewissen Maß eine niedrigere Postbake-Temperatur durch höhere Belichtungs Dosen kompensiert werden.

In dem hier vorgestellten Prozess wird das Postbake in direktem Anschluss an die Belichtung durchgeführt, um etwaige Diffusion der erzeugten Photosäure zu verhindern. Das Aufheizen erfolgt wie schon beim Softbake mit Temperaturrampen von 10 Kmin^{-1} . Zusätzlich wird die Haltezeit bei 65 °C auf 20 min ausgedehnt, um durch die einsetzende Vernetzung auftretende Spannungen möglichst frühzeitig abzubauen. Nach 30-minütigem Postbake auf 95 °C wird der Wafer zunächst in 3 h auf 50 °C und von dort ungeregelt in etwa 1,5 h auf Raumtemperatur abgekühlt (vgl. Bild 2.12).

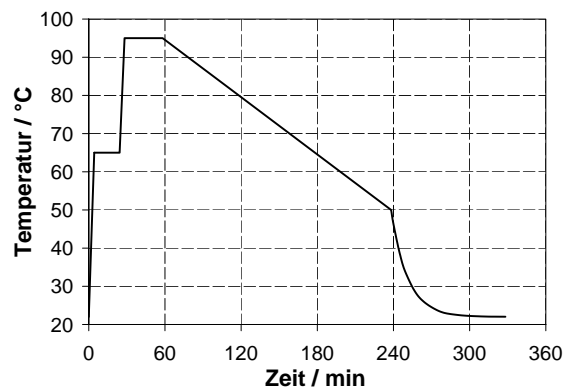


Bild 2.12: Temperaturprofil des Postbakes

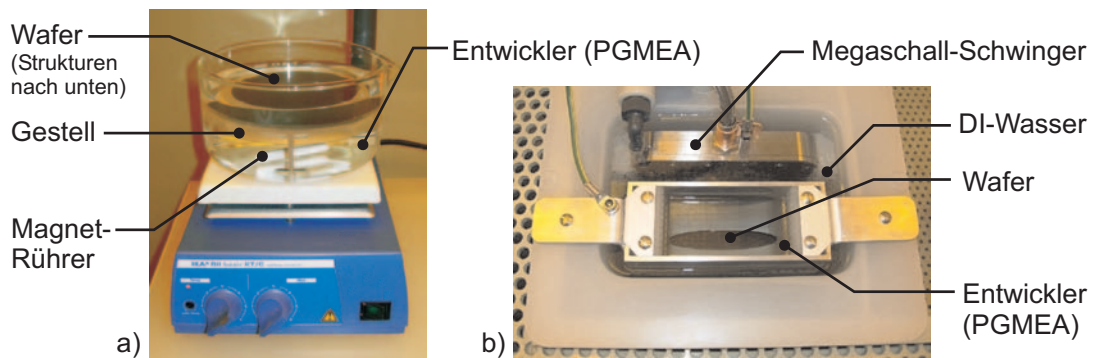


Bild 2.13: Entwicklung von SU-8-Strukturen: a) Becherglas mit Magnetrührer, b) Entwicklungsbecken mit Megaschallunterstützung

Entwicklung

Die Entwicklung der belichteten SU-8-Strukturen mit dem Lösungsmittel PGMEA erfolgt im Becherglas. Durch kontinuierliche Umwälzung des Entwicklers mit einem Magnetrührer lässt sich der Vorgang beschleunigen. Dazu wird der Wafer auf einem speziell angefertigten Halter mit der Strukturseite nach unten im Becherglas platziert (Bild 2.13 a).

Eine weitere Steigerung der Entwicklungsrate, vor allem bei Strukturen mit hohen Aspektverhältnissen, lässt sich durch Einsatz von Megaschallunterstützung erreichen [87, 88]. Als Megaschall werden Schallwellen mit Frequenzen zwischen 700 kHz und 3 MHz bezeichnet. Im Gegensatz zu Ultraschallwellen mit Frequenzen kleiner 400 kHz ist die im Megaschall auftretende Kavitationsenergie deutlich geringer. Damit läuft die Entwicklung wesentlich schonender ab, die Ablösung oder gar Zerstörung von Mikrostrukturen wird vermieden. Bild 2.13 b zeigt das verwendete Entwicklungsbecken mit dem Megaschallkopf der Fa. Sonosys (1 MHz, 500 W).

Abschließend wird der Wafer mit frischem Entwickler, Isopropanolalkohol (IPA) sowie deionisiertem Wasser gespült und mit Stickstoff trocken geblasen. Das Spülen mit IPA kann dabei als Kontrolle dienen, ob die Entwicklung vollständig erfolgt ist: Reste von unvernetzten SU-8 führen zu einem weißem Niederschlag. Allerdings werden beim Verdunsten des Alkohols Spannungen induziert, die zu Rissbildung oder Ablösung vom Substrat führen können. Bei besonders empfindlichen Strukturen wird daher auf diese Form der Entwicklungskontrolle verzichtet.

Bild 2.14 zeigt REM-Aufnahmen realisierter Teststrukturen mit einer Höhe von 500 μm . Bei sorgfältigem Waferhandling lassen sich Stege mit einer Breite von 10 μm und Säulen mit einem Durchmesser von 20 μm herstellen. Das erreichbare Aspektverhältnis für freistehende Strukturen liegt damit im Bereich 25–50:1.

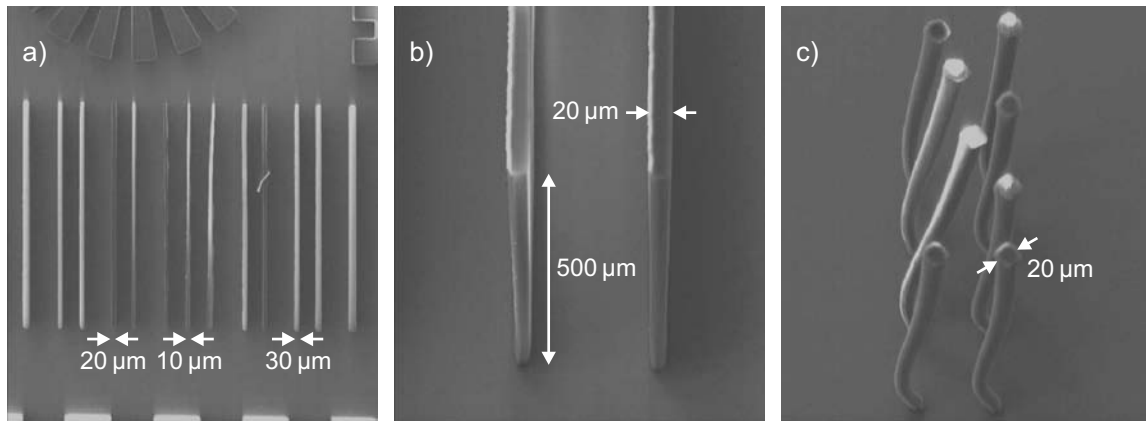


Bild 2.14: Kleinste, bei einer Schichtdicke von 500 µm realisierte Strukturweiten mit einem Aspektverhältnis größer als 25:1

Im Rahmen der Versuchsreihen zur Aufnahme der Schleuderkurven sind mittels Zweifachbelackung Schichten mit Dicken bis zu 1 mm hergestellt und testweise strukturiert worden, allerdings ohne dabei die Prozessführung zu optimieren (vgl. Bild 2.15). Bei Strukturweiten kleiner als 50 µm reicht die Eigenstabilität nicht aus, um den beim Trocknen des Entwicklers wirkenden Kräften standzuhalten, die Strukturen kollabieren. Es werden daher etwas geringere Aspektverhältnisse zwischen 10 und 30 : 1 erreicht.

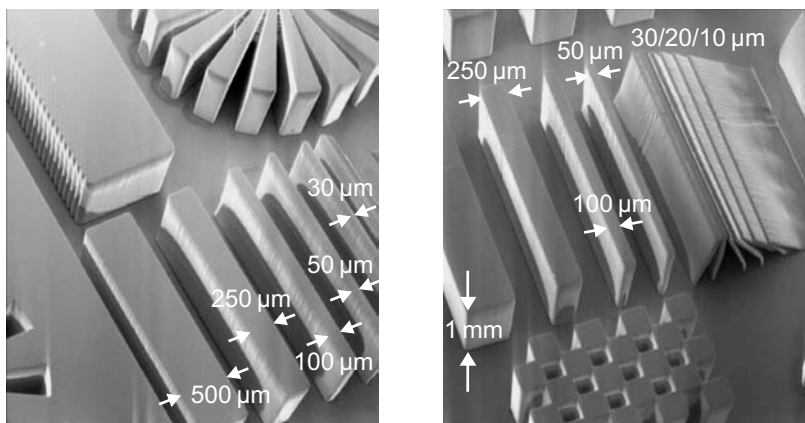


Bild 2.15: Teststrukturen mit 1000 µm Schichtdicke, Aspektverhältnis bis 25 : 1

Hardbake

Das Hardbake ist ein optionaler Prozessschritt, der dazu dient, die Vernetzung der SU-8-Schicht weiter zu erhöhen und damit die thermische und chemische Beständigkeit zu steigern. Es wird in einem Konvektionsofen, gemäß Herstellerangaben einige

Grad oberhalb der zu erwartenden Einsatztemperaturen, bei 150–200 °C durchgeführt. Aufgrund der erhöhten Temperaturen ist in diesem Prozessschritt besonders auf langsames Aufheizen und Abkühlen zu achten.

Strippen

SU-8 lässt sich aufgrund seiner hohen chemischen Beständigkeit mit konventionellen Stripper-Lösungen nur sehr schwer entfernen. Schwach vernetzte Bereiche lassen sich in auf 50–80 °C erwärmtem N-Methyl-2-pyrrolidon (NMP) quellen und anschließend vom Substrat ablösen. Bei stärkerer Vernetzung gelingt dies nur noch bei Strukturen mit geringem Aspektverhältnis und mehrtägiger Einwirkzeit. Alternativ kann auf aggressivere Verfahren zurückgegriffen werden, wie das elektrochemische Ätzen mit Chromsäure (H_2CrO_4) in einem Elektrolyten aus Salpeter- (H_3PO_4) und Schwefelsäure (H_2SO_4) [89]. Das Verfahren ist ähnlich dem Strippen von PMMA und selektiv zu Nickel, Nickel-Eisen und Kupfer. Sind höhere Temperaturen zwischen 300–400 °C vertretbar, können auch geschmolzene Salzbadern zum Einsatz kommen. Darüberhinaus finden eine Reihe physikalischer Verfahren Anwendung: Wasser- oder Sandstrahlen, Gefriertrocknen in flüssigem Stickstoff und Laserablation. Eine gute Übersicht dieser Verfahren liefern Dentinger et al. [90].

Das zur Zeit erfolgreichste Verfahren zum Entfernen von SU-8 ist das plasmagestützte Trockenätzen unter Einsatz eines Wanderwellenreaktors (*travelling-wave reactor*, TWR) [91, 92]. Bei dieser Technologie werden die chemischen Radikale nicht wie beim konventionellen RIE (*reactive ion etching*, reaktives Ionenätzen) in unmittelbarer Umgebung des Substrats, sondern mittels Mikrowellenenergie in einer wassergekühlten Plasmakammer erzeugt und als hochdichter Strom auf die zu ätzende Oberfläche geleitet (*Downstream*-Verfahren). Dadurch ist die Substrattemperatur präzise einstellbar und jeglicher Ionenbeschuss wird vermieden, so dass sich ein isotroper, rein chemischer, für metallische Strukturen schonender Ätzangriff ergibt, der selektiv zu gängigen Metallen, wie Nickel, Nickel-Eisen, Gold und Kupfer, erfolgt. Die Abtragsraten mit einem Gasgemisch aus O_2 und CF_4 liegen bei $10\text{ }\mu\text{mmin}^{-1}$ und damit deutlich über den mit konventionellen RIE-Anlagen erreichbaren Werten von $1,5\text{--}2\text{ }\mu\text{mmin}^{-1}$ in einem O_2/SF_6 -Plasma [93].

2.3 SU-8 als Konstruktionswerkstoff

Aufgrund der im vorigen Abschnitt beschriebenen starken Vernetzung und hohen chemischen Beständigkeit eignet sich das epoxidbasierte SU-8 nicht nur als verlorene Form für die elektrochemische Abformung, z. B. für die Fertigung von Mikro-Getrieben [82], sondern auch als Konstruktionswerkstoff für den Aufbau von miniaturisierten Systemen. In diesem Kapitel werden die wichtigsten Materialeigenschaften von SU-8 sowie deren Beeinflussung durch die Prozessierung diskutiert. In Anhang D sind sämtliche relevanten Materialeigenschaften noch einmal zusammengefasst.

2.3.1 Materialeigenschaften

Wie durch die Vielzahl an veröffentlichten Prozessparametern belegt wird [76, 77, 84, 94], sind die Materialeigenschaften von SU-8 stark von der Prozessierung abhängig. Neben der Art des verwendeten Substrates haben vor allem Softbake-Dauer, Belichtungsdosis und Postbake-Dauer einen signifikanten Einfluss auf die Materialeigenschaften. Darüber hinaus wirken sich chargenabhängige Unterschiede in der Resistzusammensetzung, bedingt durch Schwankungen im Gewichtsanteil des zweikomponentigen Photoinitiators [95], sowie gravimetrische Entmischung des Polymermaterials während der Lagerung auf das Ergebnis aus.

Für den Einsatz als Konstruktionswerkstoff zur Realisierung mikromechanischer Systeme sind vor allem der Elastizitätsmodul und die mechanische Zug- bzw. Biegefestigkeit, das thermische Ausdehnungsverhalten und die von diesem beeinflussten inneren Spannungen sowie die Substrathaftung relevant.

Elastizitätsmodul und Festigkeit

Die mechanischen Eigenschaften von SU-8 hängen im Wesentlichen vom Vernetzungsgrad des Materials ab und werden damit von der gewählten Belichtungsdosis sowie den Postbake-Parametern beeinflusst [86]. Elastizitätsmodul E und Festigkeit R_{extm} nähern sich im Temperaturbereich $65^\circ\text{C} < T_{\text{PEB}} < 120^\circ\text{C}$ sowohl mit zunehmender Postbake-Temperatur als auch -Dauer einem Grenzwert an, bei dem annähernd vollständige Vernetzung erreicht ist. Gleichzeitig sinkt die Bruchdehnung auf Werte unter 10 %. Einen ähnlichen Einfluss auf Elastizitätsmodul und Festigkeit zeigt die Belichtungsdosis, deren Steigerung bis zur Sättigung an photochemisch erzeugtem Vernetzungskatalysator zu einer Verbesserung der mechanischen Eigenschaften führt. In Tabelle 2.4 sind charakteristische Literaturangaben zusammengefasst.

Für den etablierten Prozess wurde der Elastizitätsmodul von SU-8 im Biegeversuch experimentell ermittelt. Dazu wurden Probekörper der Kantenlänge 2×15 bzw. 20 mm^2 mit unterschiedlichen Belichtungsdosen sowie unterschiedlichen Bake-Parametern prozessiert und mit dem in Bild 2.16 schematisch dargestellten Aufbau vermessen. Der einseitig eingespannte Prüfkörper wird darin von einem elektrodynamischen Linearaktor verformt und die resultierende Auslenkung mit einem Laser-Triangulator erfasst. Auf eine aufwändige Bestimmung der Temperaturabhängigkeit wird dabei verzichtet, da Untersuchungen von Namuzu et al. zeigen, dass der Elastizitätsmodul von SU-8 erst im Bereich der Glasübergangstemperatur deutlich abnimmt [100].

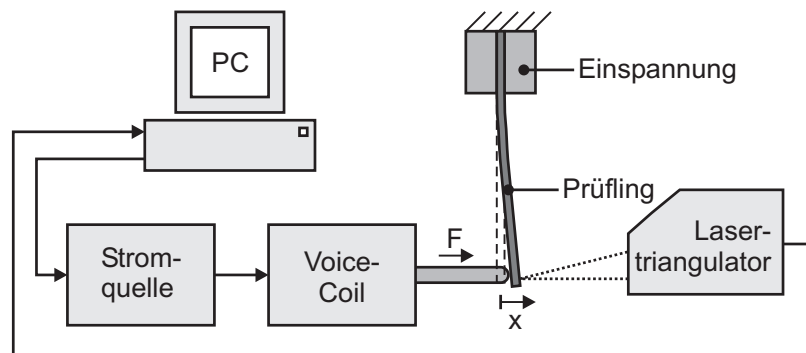
Das Verhältnis von bekannter Anregungskraft F zu gemessener Auslenkung x entspricht der Steifigkeit c der vermessenen Probe, aus der sich mit den geometrischen Abmessungen der Elastizitätsmodul nach Gleichung 2.7 berechnen lässt.

$$E = 4 \frac{c}{b} \left(\frac{l}{h} \right)^3 \quad (2.7)$$

Tabelle 2.4: Literaturwerte für den Elastizitätsmodul und die Zugfestigkeit von SU-8

| E / GPa | R_m / MPa | Methode | Prozess | Dicke / μm | Quelle |
|-----------------|----------------|--------------------------|---|--------------------------|--------|
| 4,02 | k. A. | Zugversuch | HB: 200 °C, 30 min | 160 | [61] |
| $4,95 \pm 0,42$ | 34 | Biegeversuch | PB: 95 °C, 12 min | 33 | [96] |
| 2,5–3,2 | 35–40 | Zug- und Biegeversuch | HB: 200 °C, 30 min PB: 95 °C, 190 min kein HB | 306 | [67] |
| 2 | 60 | k. A. | HB: 150 °C, 30 min | k. A. | [54] |
| 2,5 | 50 | Zugversuch | PB: 55 °C, 2 h kein HB | 700 | [97] |
| 3 | 120–130 | Zugversuch | PB: 90 °C, 1 min HB: 200 °C, 30 min | 80/130 | [98] |
| 1,9 | 115–120 | Biegeversuch | PB: 95 °C, 7 min | 50 | [99] |
| | 65–100 | Zugversuch | HB: 200 °C, 5 min | | |

PB: Postbake, HB: Hardbake


Bild 2.16: Aufbau zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls von vernetztem SU-8

Die Genauigkeit dieser Messung hängt von den Toleranzen der Probekörper, der Qualität der Einspannung sowie der Reibung im verwendeten Voice-Coil-Aktor ab. Aufgrund dieser Einflussgrößen streuen die gewonnenen Messwerte stark, so dass eine Aussage zum Einfluss der Prozessparameter schlecht möglich ist. Für optimierte Prozessparameter liegt der gemessene Elastizitätsmodul bei $3 \pm 0,5$ GPa und entspricht damit in etwa dem Mittelwert der recherchierten Literaturwerte.

Als Bewertungskriterium zur Werkstoffauswahl für nachgiebige Mechanismen wird üblicherweise das Verhältnis von Dehngrenze zu Elastizitätsmodul R_e/E herangezogen [101]. Tabelle 2.5 zeigt, dass einkristallines Silizium als wichtigster Werkstoff der Mikrosystemtechnik hier die höchsten Werte erreicht. Es wird aber auch deutlich, dass SU-8 durchaus mit typischen Kunststoffen vergleichbar und üblichen Metallen überlegen ist. Aufgrund des niedrigeren Elastizitätsmoduls sind für die Auslenkung von mikromechanischen Strukturen aus SU-8 geringere Aktorkräfte erforderlich.

Tabelle 2.5: Verhältnis von Dehngrenze R_e zu Elastizitätsmodul

| Material | Dehngrenze R_e / MPa | Elastizitätsmodul E / GPa | $R_e/E \cdot 10^3$ / - |
|--------------------|---------------------------|--------------------------------|---------------------------|
| Edelstahl 1.4462 | 450 | 200 | 2,3 |
| Aluminium 7075 | 503 | 71,7 | 7 |
| Titan (TiAl6V4) | 1010 | 114 | 8,8 |
| Polyethylen (HDPE) | 28 | 1,4 | 20 |
| SU-8 | 60 | 3 | 20 |
| Polypropylen (PP) | 34 | 1,4 | 24,3 |
| Silizium | 7000 | 169 | 41,4 |

Thermischer Ausdehnungskoeffizient

Der erste veröffentlichte und inzwischen häufig zitierte Wert für den thermischen Ausdehnungskoeffizienten $\alpha_{\text{SU-8}}$ von $52 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ wurde von Hubert Lorenz an der École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL) ermittelt [102]. Dieser Wert wurde für SU-8-Schichten unterschiedlicher Dicke durch Auswerten der Substratwölbung bei zyklischer, thermischer Belastung ($\Delta T = 75^\circ \text{C}$) aufgrund von Unterschieden im Ausdehnungskoeffizienten bestimmt und mittels Finite-Elemente-Rechnung verifiziert. Die Proben wurden dabei keinem Hardbake unterzogen.

Feng und Farris ermitteln dagegen im Rahmen einer umfassenden Charakterisierung der thermischen und mechanischen Eigenschaften deutlich höhere Ausdehnungskoeffizienten [86, 103]. Aus thermisch-mechanischen Analysen (TMA) erhalten sie Werte von $87,1$ bzw. $102 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. In Tabelle 2.6 sind diese und weitere in der Literaturwerte für den Ausdehnungskoeffizienten von SU-8 zusammengefasst.

Aufgrund dieser widersprüchlichen Angaben und der zu erwartenden Prozessabhängigkeit des thermischen Ausdehnungskoeffizienten wurden $10 \times 20 \text{ mm}^2$ große

Tabelle 2.6: Literaturwerte für den thermischen Ausdehnungskoeffizienten von SU-8

| Ausdehnungs- koeffizient $\alpha / 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ | Methode | Prozess | Dicke / μm | Quelle |
|---|----------|--|--------------------------|--------|
| $52 \pm 5,1$ | Waferbow | EXP: 200 mJ^{-2} PB: 95°C , kein HB | 20 | [102] |
| 102 | TMA | EXP: 1 Jcm^{-2} PB: 95°C , 20 min HB: 200°C , 10 min | 130 | [86] |
| 87,1 | TMA | k. A. | 30 | [103] |

EXP: Belichtung, PB: Postbake, HB: Hardbake

und $500 \mu\text{m}$ dicke Probenkörper mit einem Schubstangen-Dilatometer (NETZSCH DIL 402 C) vermessen. Die Strukturierung der Proben erfolgte auf einem Silizium-Substrat mit Belichtungsdosen von 1750 bzw. 3250 mJ , die Ablösung mit Hilfe einer PMGI-Opferschicht (Omnicoat). Die Hälfte der Proben wurde einem 30-minütigen Hardbake bei 160°C unterzogen.

Bei der Messung wird im Temperaturbereich zwischen -20°C und 260°C bei einer Anpresskraft des Fühlstempels von 25 cN in Heliumatmosphäre die thermische Dehnung $\varepsilon_{\text{th}}(T)$ des Prüflings erfasst, nachdem zuvor der Einfluss des Probenhalters aus Quarzglas über eine Kalibrierung mit einem Standard aus Al_2O_3 korrigiert wurde. Das Temperaturprogramm wird dabei mit einer Rampe von 3 K/min mindestens zweimal durchlaufen. Das erste Aufheizen gibt Aufschluss über den Ist-Zustand der Probe sowie über ihre thermische und mechanische Vorgeschichte. Aus einem zweiten Durchlauf nach kontrolliertem Abkühlen lässt sich der Ausdehnungskoeffizient $\alpha(T)$ bezogen auf die Referenztemperatur $T_{\text{ref}} = 20^\circ\text{C}$ als Steigung der Ausdehnungskurve gemäß Gleichung 2.8 bestimmen [104].

$$\alpha(T) = \frac{\varepsilon_{\text{th}}(T)}{T - T_{\text{ref}}} \quad (2.8)$$

Bild 2.17 zeigt den Ausdehnungskoeffizienten für vier mit Belichtungsdosen von 1750 mJ/cm^{-2} bzw. 3250 mJcm^{-2} und unterschiedlicher thermischer Behandlung prozessierte Proben [105].

Im Rahmen der durch den begrenzten Versuchsumfang eingeschränkten Aussagekraft, scheint die Belichtungsdosis lediglich einen geringen bis vernachlässigbaren Einfluss auf das Ausdehnungsverhalten zu haben. Die in der ersten Aufheizung deutlich zu erkennende Auswirkung des Hardbakes für Temperaturen größer 80°C verschwinden im zweiten Durchlauf fast vollständig, so dass die gemittelten Messwerte der vier Prüfkörper aus diesem Zyklus mit einem Polynom zweiter Ordnung nachgebildet werden können. Der thermische Ausdehnungskoeffizient von SU-8 im Temperaturbereich

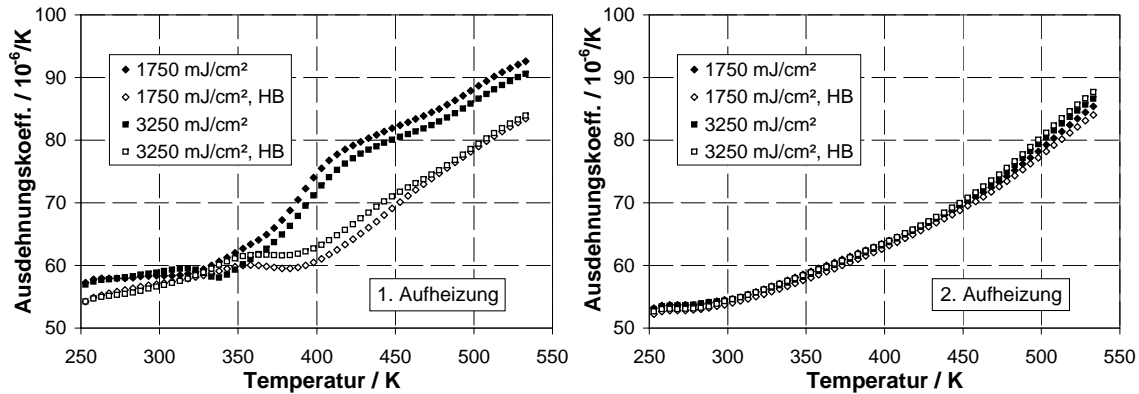


Bild 2.17: Thermischer Ausdehnungskoeffizient von SU-8, Dilatometer-Messung

zwischen 253 K und 553 K (-20 – 260 °C) lässt sich damit nach Gleichung 2.9 beschreiben.

$$\alpha_{\text{SU-8}}(T) = 7,1 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1} - 1,6 \cdot 10^{-7} \text{ K}^{-2} T + 3,6 \cdot 10^{-10} \text{ K}^{-3} T^2 \quad (2.9)$$

Für Übersichtsrechnungen bei Temperaturen unterhalb 100 °C kann vereinfachend mit dem Mittelwert $\bar{\alpha}_{\text{SU-8}} = 56,7 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ oder dem Wert bei Raumtemperatur $\alpha_{\text{SU-8}}(20 \text{ °C}) = 54,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ gerechnet werden.

Innere Spannungen

Bereits nach dem Softbake entsteht aufgrund der Unterschiede in den thermischen Ausdehnungskoeffizienten von SU-8 und Substrat beim Abkühlen ein geringer Zugstress in der Schicht. Im unvernetzten Resist kann dieser allerdings durch Umgruppierung der Polymerketten noch abgebaut werden. Den größten Anteil an der Entstehung der Schichtspannungen haben das Post- bzw. Hardbake. Es treten dabei sowohl intrinsische als auch extrinsische Zugspannungen auf. Bild 2.18 zeigt die Entwicklung der während der Temperatureinwirkung hervorgerufenen Waferkrümmung (*wafer bow*) als Maß für die auftretenden Spannungen.

Die intrinsischen Spannungen entstehen durch Verdichtung infolge des Polymerisationsvorgangs selbst. Bei den extrinsischen Spannungen handelt es sich um durch fehlangepasste Ausdehnungskoeffizienten beim Abkühlen hervorgerufenen thermischen Stress: Die bei 95 °C vernetzte Schicht kann sich beim Abkühlen auf Raumtemperatur aufgrund des niedrigeren Ausdehnungskoeffizienten des Substrats nicht vollständig zusammenziehen. Sie steht damit unter Zugspannung. Die stärkere Waferkrümmung nach dem Hardbake ist eine Folge der höheren Prozesstemperatur von bis zu 200 °C.

Für dünne SU-8-Schichten auf einem Silizium-Substrat lässt sich die thermische Schichtspannung mit Hilfe des biaxialen Elastizitätsmoduls in Abhängigkeit der Ausdehnungskoeffizienten von Schicht α_f und Substrat α_s nach Gleichung 2.10 berechnen.

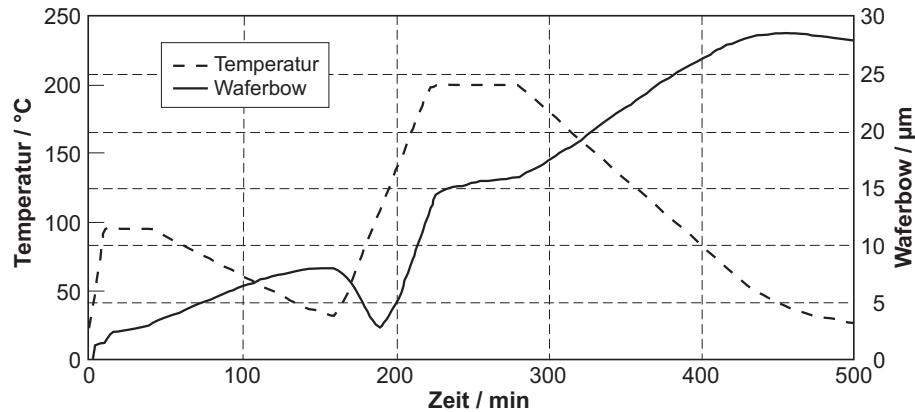


Bild 2.18: Durch thermische Spannungen beim Abkühlen nach dem Post- und Hardbake hervorgerufene Waferdurchbiegung (*bow*) [102]

$$\sigma_{th} = (\alpha_f - \alpha_s) \Delta T \left(\frac{E}{1 - \nu} \right) \quad (2.10)$$

Man erhält damit je nach Prozessbedingungen Zugspannungen von 10–20 MPa. Vergleichbare Werte wurden von Lorenz et al. mittels FE-Rechnungen ermittelt und experimentell bestätigt [102].

Bei unzureichender Belichtungsdauer kann es außerdem zur Ausbildung eines Spannungsgradienten über der Schichtdicke kommen. Die oberflächennahen Bereiche absorbieren dabei eine höhere Strahlungsdosis und vernetzen daher aufgrund der höheren Konzentration des Säurekatalysators stärker. Tieferliegende Bereiche haben dann aufgrund ihrer schwächeren Vernetzung einen höheren Ausdehnungskoeffizienten und ziehen sich beim Abkühlen stärker zusammen. Als Folge biegen sich freitragende Strukturen zum Substrat hin. Um einen homogenen Vernetzungsgrad über der Schichtdicke und damit ebene Strukturen zu erreichen, muss die Belichtungsdosis entsprechend erhöht werden. Dadurch wird die bei tiefer eindringenden Wellenlängen niedrigere Empfindlichkeit des Photoinitiators kompensiert.

Gemäß Sameoto et al. lässt sich die Krümmungsrichtung freitragender Strukturen durch weitere Erhöhung der Belichtungsdosis umkehren [106]. In diesem Fall ist von einer über der Schichtdicke homogenen Katalysatorkonzentration auszugehen. Die für die Verbiegung verantwortlichen Unterschiede im thermischen Ausdehnungskoeffizienten an Ober- und Unterseite der Schicht werden jetzt durch den Temperaturabfall über der Schicht während des Postbake auf der Hotplate verursacht.

Zur Reduzierung der thermischen Schichtspannungen kann entweder bei gleichzeitigem Verlängern der Bake-Dauer die Postbake-Temperatur auf 55–80 °C gesenkt werden [82, 97] oder es werden thermisch angepasste Substrate eingesetzt. Einen Ansatz, die inneren Spannungen durch Absorption von Feuchtigkeit abzubauen, beschreiben Feng und Farris [86]: Bei einer Luftfeuchtigkeit von 81 % sinken die Spannungswerte

innerhalb einer halben Stunde bis auf Null. Allerdings ist dieser Vorgang vollständig reversibel, die inneren Spannungen regenerieren sich beim Trocknen.

Substrathaftung

Grundvoraussetzung für eine ausreichende Substrathaftung ist die stressoptimierte Prozessierung der SU-8-Schichten bei ausreichend langen Postbake-Zeiten und langsamen Aufheiz- bzw. Abkühlvorgängen sowie die gründliche Dehydrierung des Substrats vor dem Belacken. Außerdem kann bei SU-8 als Negativ-Resist zu kurze Belichtung zu mangelhafter Haftung führen, da in diesem Fall die Strukturen in Substratnähe nur unzureichend vernetzen.

Im Vergleich unterschiedlicher Substratmaterialien zeigt SU-8 auf Silizium gute bis sehr gute, auf Metallen und Quarz oder Siliziumoxid dagegen mäßige bis schlechte Haftung [77, 107–110]. Aufgrund der beschriebenen thermischen Spannungen gilt dabei generell: Je dicker die Schicht, desto schlechter ist die Haftung.

Folgende Möglichkeiten zur Steigerung der Haftung werden in der Literatur diskutiert:

- Einsatz eines Haftvermittlers:
Im Gegensatz zu Novolak-basierten Photoresisten zeigt HMDS keine oder gar verschlechternde Wirkung. Empfohlen wird dagegen Omnicoat (MCC) als Haftvermittler für Metall- oder Quarzsubstrate oder AP300 (Silicon Resources) zur Steigerung der Haftung auf Silizium.
- Mechanische Verankerung:
Larsson et al. beschreiben die Verbesserung der Haftung durch mechanische Verankerungsstrukturen, die sich durch isotropes Unterätzen einer Oxidmaske mittels isotropem RIE erzeugen lassen [111, 112]. Ggf. kann bereits eine Erhöhung der Oberflächenrauigkeit durch das Anätzen des Substrats bei der SC-1-Reinigung oder das Belacken der unpolierten Waferrückseite ausreichen.
- Optimierte Maskenlayout:
Bereits bei der Maskengestaltung lassen sich die Auswirkungen der inneren Spannungen auf die Substrathaftung durch Einhalten von Designregeln, wie dem Abrunden von Ecken und Kanten, dem Einsatz von Gitter-Strukturen als Ersatz für großflächig vernetzte Bereiche oder dem Schutz filigraner Bereiche durch Spannungs-Barrieren, minimieren [113].

2.3.2 Anwendungen

Das Anwendungsfeld von SU-8 als Konstruktionswerkstoff reicht von einfachen, permanenten Isolationsschichten für Mikrospulen [67, 114–116] bis hin zu komplexen mikro-mechanischen Sensor- oder Aktorsystemen. Dabei werden vor allem die beschriebenen mechanischen, zunehmend aber auch die optischen Eigenschaften von SU-8 ausgenutzt.

Für mechanische Sensoren werden vor allem Biegebalken und nachgiebig aufgehängte seismische Massen aus SU-8 als Wandlerelemente genutzt. So wurden bereits kapazitive [117] und faseroptische [118] Beschleunigungssensoren, piezoresistive Kraftsensoren [119, 120] sowie Tastspitzen für Rasterkraft-Mikroskope [121, 122] und Drucksensoren nach Fabry-Pérot-Prinzip [123] realisiert.

Es wurden verschiedene Mikrogreifer vorgestellt, die auf einer Getriebekinetik aus SU-8 basieren, um die Auslenkung integrierter Aktoren in eine Greifbewegung umzusetzen [124–127]. Eine weitere aktorische Anwendung stellt das von Williams entwickelte, elektromagnetische Leistungsrelais [128, 129] dar.

Die erreichbaren hohen Aspektverhältnisse ermöglichen miniaturisierte Kanalsysteme in der Mikrofluidik [130, 131] sowie darüberhinaus auch komplexere fluidische Bauelemente wie Ventile [132, 133] und Pumpen [134, 135]. Bild 2.19 zeigt Varianten eines Rückschlagventils aus SU-8.

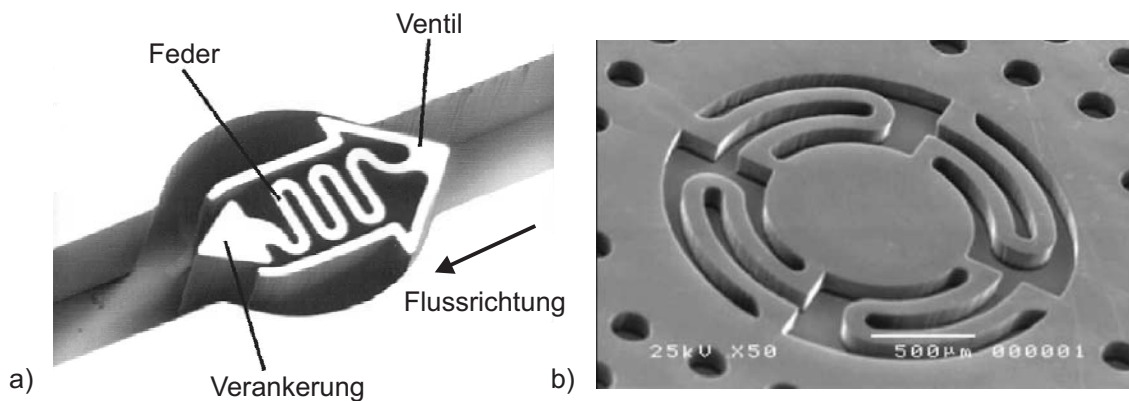


Bild 2.19: Monolithische Rückschlagventile aus SU-8: a) integriert in einen Mikrokanal [132], b) als Teile einer Mikropumpe [133]

Im Bereich der Mikrooptik wird SU-8 aufgrund seines hohen Brechungsindex von $n = 1,57\text{--}1,6$ bei Wellenlängen im Bereich 633–1600 nm für die Realisierung von Zylinderlinsen [136], Wellenleitern [118, 137–139] oder Gitter-Spektrometern [140, 141] eingesetzt. Shew et al. nutzen Wellenleiter aus SU-8 beispielsweise für einen interferometrischen Biosensor [138].

Einige der im folgenden Abschnitt beschriebenen Techniken zur Herstellung freitragender Strukturen lassen sich für die Realisierung von HF-Induktivitäten mit Luft als Dielektrikum nutzen [142]. Koaxialverbinder [142] und Mikrowellen-Streifenleitungen [143] sind weitere Anwendungen von SU-8 für Hochfrequenz-Mikrosysteme (*RF-MEMS*). Tabelle 2.7 gibt eine Übersicht der verschiedenen Anwendungsgebiete.

Tabelle 2.7: Anwendungen von SU-8 als Konstruktionswerkstoff

| Aktorik | Sensorik | Fluidik | Optik | RF-MEMS |
|----------------------------|--|-----------------------|---------------------------------|----------------------------|
| Relais [128, 129] | Beschleunigung [117, 118] | Kanäle [130, 131] | Linsen [136] | Induktivitäten [142] |
| Greifer [124, 126, 127] | Dehnung, Kraft [119, 120] | Ventile [132, 133] | Wellenleiter [118, 137, 138] | Koaxialverbinder [142] |
| [132] | Druck [123] AFM-Taster [121, 122] | Pumpen [133, 135] | Beugungsgitter [140, 141] | Mikrowellenleiter [143] |

2.4 Freitragende Strukturen aus SU-8

Tiefenlithographisch strukturierte Funktionselemente aus SU-8 können entweder von ihrem Substrat gelöst und in ein übergeordnetes System integriert werden oder sie verbleiben dauerhaft im Waferverbund bzw. werden durch Zersägen des Wafers einzeln. Im ersten Fall kann das Substrat entweder komplett in einer alkalischen Ätzlösung, wie KOH, aufgelöst werden [135] oder es wird eine vollflächige Oberschicht aus Metall (z. B. Cr/Au/Cr [144]) oder einem Polymer (Polystyrol [145], Teflon [146]) eingesetzt. Im zweiten Fall ist eine Technologie erforderlich, die es erlaubt, freitragende Strukturen zu realisieren. Für diesen Zweck geeignete Verfahren lassen sich in die drei Hauptgruppen der Waferbond-, der Belichtungs- und der Opferschicht-Techniken einteilen (vgl. Bild 2.20). Davon sind einige, wie das Zweitbelichten mit niedriger Dosis, verfahrensbedingt auf im Vergleich zur entfernten Schicht relativ dünne Struktur- oder Deckschichten beschränkt. Solche Verfahren eignen sich eher für mikrofluidische Anwendungen, wie z. B. der Abdeckung von Kanälen. Andere Techniken, wie die Verwendung einer Opferschicht oder das Niedertemperaturbonden, ermöglichen dagegen wesentlich dickere freitragende Strukturen, wie sie für mechanische Anwendungen erforderlich sind.

2.4.1 Waferbond-Techniken

Waferbond-Techniken werden vor allem zur Herstellung geschlossener Kanäle in der Mikrofluidik oder für Anwendungen beim Packaging eingesetzt. Dabei werden zunächst zwei Substrate mit einer strukturierten SU-8-Schicht versehen und anschließend zueinander ausgerichtet und unter Druck- und Temperatureinfluss gebondet. Damit dabei eine feste Verbindung entstehen kann, dürfen die Oberflächen der Fügepartner vor dem Bonden nicht vollständig vernetzt sein.

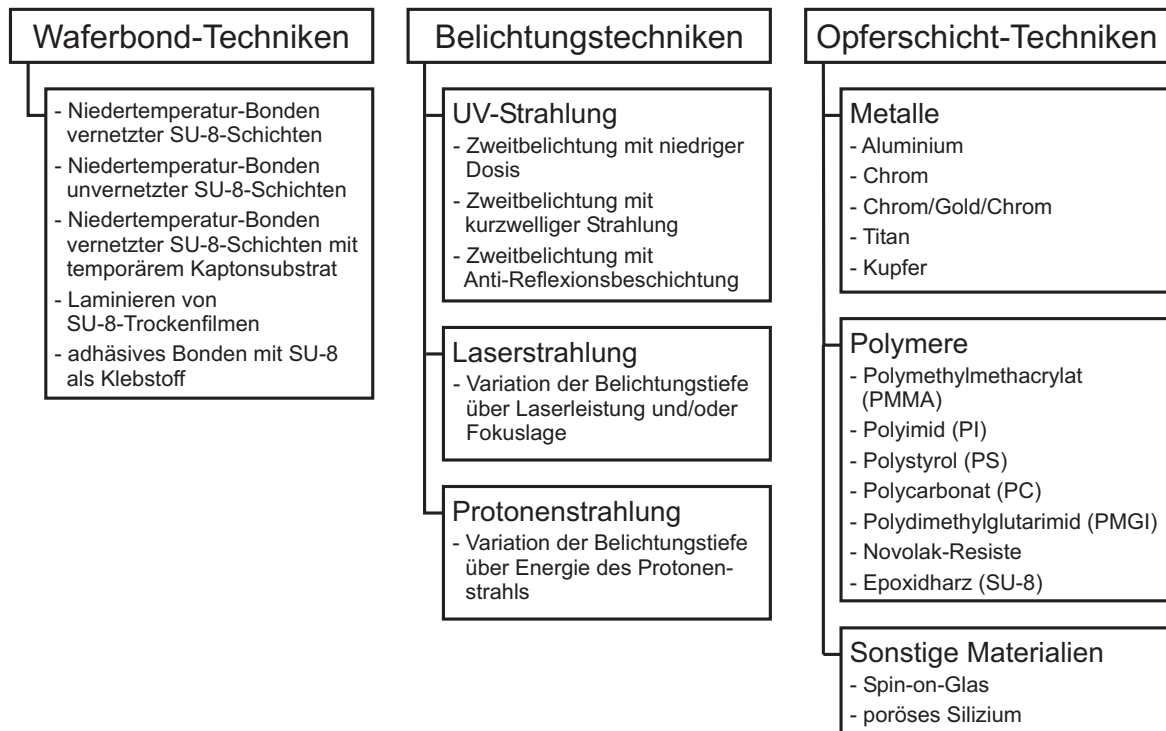


Bild 2.20: Übersicht bekannter Verfahren zur Herstellung freitragender Mikrostrukturen aus SU-8

Blanco et al. verbinden zwei vollständig prozessierte SU-8-Schichten in einem Wafer-Bonder bei 100 – 120 °C und 300 kPa mit einander [147]. Der entscheidende Einflussfaktor für die Qualität der Verbindung ist dabei der Grad der Vernetzung, der durch sorgfältige Kontrolle der Prozessparameter vor allem bei der Belichtung und während des Postbakes eingestellt wird. Im Gegensatz dazu verwenden Jackmann et al. eine unvernetzte Deckschicht für den Bondprozess [130]. Diese wird auf ein Pyrex-Substrat aufgebracht und direkt im Anschluss an das Softbake auf den vorgewärmten, fertig strukturierten Fügepartner aufgepresst. Nach Abkühlen auf Raumtemperatur erfolgt dann die Belichtung der Deckschicht durch das Pyrex-Substrat und die endgültige Vernetzung durch ein abschließendes Postbake (Bild 2.21). Ein ähnliches Vorgehen beschreiben Tuomikoski und Franssila [148]. Agirregabiria et al. erweitern das Verfahren für mehrschichtige Anwendungen durch Einführen eines temporären Kapton-Substrates [149].

Auch wenn die hier vorgestellten Verfahren — soweit bekannt — ausschließlich zur Herstellung von Mikro-Kanälen angewendet werden, ist es denkbar, damit auch freitragende Strukturen für mikromechanische Anwendungen zu realisieren. Es muss dann lediglich eines der beiden Substrate entfernt werden.

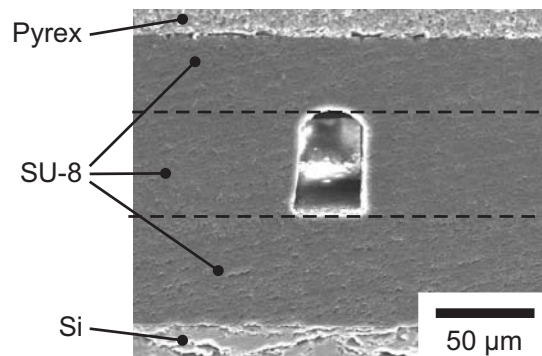


Bild 2.21: Querschnitt eines gebondeten Mikrokanals [130]

2.4.2 Belichtungstechniken

Freitragende SU-8-Strukturen lassen sich durch Variation der Belichtungsparameter bei Verwendung von Laser- und Protonenstrahlen sowie beim Einsatz konventioneller Entladungslampen realisieren. Yu et al. beschreiben ein maskenloses Verfahren [150], bei dem eingebettete Mikrokanäle und Balkenstrukturen durch Variation der Leistung und der Fokusslage eines gepulsten Nd : YAG-Lasers mit 355 nm Wellenlänge hergestellt werden. Zunächst erfolgt die Belichtung der Seitenwände bzw. Verankerungspunkte mit einem fokussierten Strahl hoher Leistung. Der Fokussdurchmesser beträgt hierbei 12 µm. Anschließend wird die freitragende Struktur bei gezielter Defokussierung und niedrigerer Leistung geschrieben. Auf diese Weise konnten freitragende Balken mit 100–234 µm Dicke erreicht werden. Auffallend sind die durch das Profil des Laserstrahls bedingten, stark hinterschnittenen Kanten (vgl. Bild 2.22).

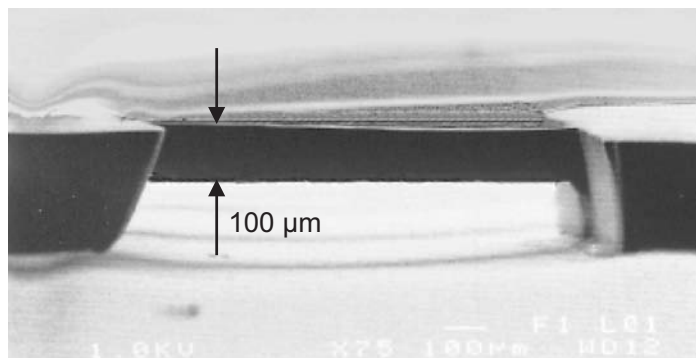


Bild 2.22: Laserbelichtete, freitragende Balken [150]

Ein ähnliches Vorgehen beschreiben Tay et al. für die Herstellung von Mikrokanälen mit einem Protonenstrahl [151]. Auch hier lässt sich die Belichtungstiefe über die zugeführte Energie festlegen: Mit 0,6 MeV bzw. 2 MeV werden 10 µm bzw. 35 µm dicke

Schichten belichtet. Im Gegensatz zur Laserstrahlbelichtung ergeben sich bei diesem Verfahren annähernd senkrechte Kanten.

Der Ansatz einer Zweitbelichtung mit niedriger Dosis lässt sich analog auch auf die Belichtung mit der UV-Strahlung einer Entladungslampe übertragen. Auf diese Weise erreichen Yoon et al. luftgefüllte Hochfrequenz-Induktivitäten und Mikrokanäle mit Gesamthöhen von bis zu 1 mm [142]. Die Schichtdicke der freitragenden Elemente bewegt sich dabei im Bereich zwischen 76 μm und 200 μm . Bei diesem Verfahren werden jedoch aufgrund von Reflexionen an der Grenzschicht Resist–Substrat die unteren Schichten auch bei niedriger Dosis leicht mitbelichtet. Dadurch ergibt sich ein enges Prozessfenster für die Wahl der richtigen Belichtungs-dosis; bei zu niedriger Dosis kollabieren freitragende Strukturen während sie bei zu hoher Dosis nicht frei entwickelt werden. Daher empfehlen Chuang et al. den Einsatz einer Antireflexionsschicht [152], um dieses Problem zu umgehen. Darüber hinaus kann die stärkere Absorption von SU-8 bei kurzen Wellenlängen ausgenutzt werden. Während es sonst üblich ist, die Wellenlängenanteile unter 350 nm mit einem Kantenfilter auszublenden, um *T-Topping*-Effekte zu vermeiden, wird hier nach Strukturierung der Verankerungspunkte gezielt bei 313 nm [153] bzw. 254 nm [154] nachbelichtet, um freitragende Strukturen von bis zu 15 μm Dicke zu erzeugen (vgl. Bild 2.23).

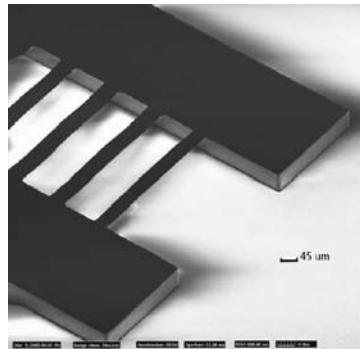


Bild 2.23: Freitragende Balken, belichtet bei 313 nm [153]

Eine Reduzierung des prozesstechnischen Aufwandes erhoffen sich Taff et al. vom Einsatz örtlich unterschiedlich stark absorbierender Masken [155]. Ihre Untersuchungen konzentrieren sich auf die Herstellung farbiger Masken mit Hilfe eines konventionellen Laserdruckers. Die endgültige Eignung dieses Vorgehens ist noch zu zeigen.

2.4.3 Opferschicht-Techniken

Als Opferschichtmaterialien sind aus der klassischen, siliziumbasierten Oberflächenmikromechanik vor allem Oxide aber auch Metalle und poröses Silizium [156] bekannt. Zur Herstellung freitragender SU-8-Strukturen bei Opferschichtdicken im Bereich weniger Mikrometer werden hauptsächlich Metalle, aber auch SiO_2 [157] eingesetzt. Deut-

lich dickere Opferschichten von mehreren hundert Mikrometern Dicke können mit Polymeren erreicht werden. Damit werden mechanische Strukturen mit dreidimensionalem Bewegungsspielraum ermöglicht.

Metallische Opferschichten

Als metallische Opferschicht wird in Kombination mit SU-8 Aluminium [158], Chrom [133, 158], Titan [157, 159] und Kupfer [132, 158, 160] eingesetzt. Genolet und Johansson beschreiben die Steigerung der lateralen Unterätzrate durch elektrochemische Effekte beim Einsatz von Chrom/Gold-Doppelschichten [144, 161]. Die Ergebnisse von Seidemann et al. zeigen, dass für das Freilegen von Elementen mit lateralen Abmessungen von wenigen 10 μm gesputterte Kupfer-Schichten von 300–600 nm ausreichen. Für großflächigere Strukturen wird empfohlen, die Opferschicht zunächst galvanisch auf 5–10 μm zu verstärken, um eine breitere Ätzfront zu schaffen [132]. Ein vergleichbarer Prozess wurde auch im Rahmen dieser Arbeit eingeführt, dieser ist in Abschnitt 2.4.5 beschrieben.

Polymere Opferschichten

Der Einsatz von polymeren Opferschichten bringt für Dicken größer 200 μm deutliche Vorteile, wie vereinfachte Prozessführung und höhere Ätzraten, mit sich. Dabei ist jedoch auf die Verträglichkeit des Opfermaterials mit den SU-8-Lösungsmitteln — Gammabutyrolacton (GBL) für SU-8 und Cyclopentanon (CP) für SU-8 2000 — zu achten, die für Novolak-basierte Positivresiste, wie z. B. Lacke der AZ-Serie, i. A. nicht gegeben ist [159, 162]. Im Vergleich dazu wurden mit PMMA, Polyimid und Polystyrol zufriedenstellende Ergebnisse erzielt, wenn auch mit Einschränkungen im Bezug auf die Haftung [158].

Auch PMGI lässt sich in weiten Schichtdickenbereichen als Opferschicht aufschleudern und ist aufgrund der im Vergleich zu den erforderlichen Temperaturen bei der SU-8-Strukturierung deutlich höheren Glasübergangstemperatur besonders stabil und prozesskompatibel [163]. Allerdings wird zur Belichtung von PMGI eine tief ultraviolette Strahlung und damit eine entsprechende DUV-Quelle erforderlich.

Metz et al. beschreiben den Einsatz von Polycarbonat als Opferschicht zur Herstellung von Mikrokanälen [164]. Das Entfernen erfolgt hierbei durch thermische Zersetzung während des Hardbakes bei 250 ° im Anschluss an die Entwicklung der SU-8-Strukturen. Für Mikrokanäle begrenzt der Diffusionsvorgang, über den die gasförmigen Rückstände durch die Deckschicht entweichen, die maximal realisierbare Dicke.

Bei der Verwendung von unvernetztem SU-8 als Opferschicht muss dieser bei der Belichtung der darüberliegenden SU-8-Ebene durch eine als UV-Barriere wirkende, vergrabene Maske geschützt werden. Als UV-Barriere werden u. A. Metallschichten aus Aluminium [153], Gold [165], Chrom [160] oder Chrom/Gold [166] eingesetzt. Auf diese Metallisierung wird die eigentliche Struktur- oder Deckschicht aufgebracht und belichtet. Anschließend erfolgt das gleichzeitige Entwickeln der beiden Schichten. Alternativ nutzen Hartley et al. den Positivresist AZ 4562 als UV-Barriere. Dieser wird

beim Belichten ab einer bestimmten Dosis transparent (Bleichen), die Eindringtiefe der UV-Strahlung steigt an. Somit können in einem Zwei-Masken-Verfahren mit hoher Dosis zunächst Bereiche durch die UV-Barriere hindurch bis zum Substrat belichtet und im Anschluss mit niedriger Dosis die freitragenden Elemente erzeugt werden [167]. Foulds und Parameswaran nutzen eine Mischung aus SU-8 und einem Positivresist als Dosis-abhängige, vergrabene UV-Barriere. Auf diese Weise ermöglichen sie bis zu vier unabhängig strukturierbare Schichten (vgl. Bild 2.24), ähnlich den Poly-MUMPs (*multi-user MEMS processes*) von MEMSCAP [168]. Auch hier erfolgt die Entwicklung aller Schichten gemeinsam.

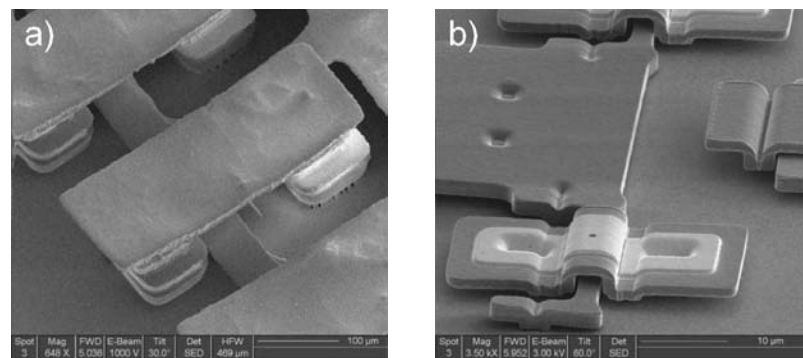


Bild 2.24: Mikro-Scharniere [168], a) Mehrlagen-SU-8-Prozess b) PolyMUMPs

Einen Prozess, der ausschließlich auf SU-8 basiert, stellen Ling und Lian vor. Sie verwenden Doppelschichten aus SU-8 auf SU-8 mit reduziertem oder keinem Anteil (SU-8R) an Photoinitiator. Die unteren Resistebenen benötigen daher auch hier eine deutlich höhere Belichtungs-dosis — für SU-8R ist Röntgenstrahlung erforderlich —, so dass gezielt freitragende Strukturen realisiert werden können [84]. Eine detaillierte Beschreibung der Herstellung beweglicher Strukturen mit Hilfe von unvernetztem SU-8 als Opferschicht in Kombination mit einer UV-Barriere aus Aluminium folgt in Abschnitt 2.4.4.

Sonstige Opferschichtmaterialien

Ma et al. beschreiben den Einsatz eines Spin-on-Glases als Opferschichtmaterial, das mit einer konventionellen Lackschleuder in einer Dicke von ca. 1 µm aufgebracht und auf einer Hotplate bei 350 °C getempert wird [169]. Die resultierende Schicht lässt sich mittels RIE strukturieren und nach Entwicklung der darüber erzeugten SU-8-Strukturen mit Flusssäure entfernen.

Auch das lokale Anodisieren des Silizium-Substrates und Herausätzen der dadurch porösifizierten Bereiche [156] lässt sich auf die Herstellung freitragender SU-8-Strukturen übertragen.

2.4.4 Opferschichten aus unvernetztem SU-8

Um bei der Herstellung freitragender, mechanischer Strukturen aus vernetztem SU-8 mit relativ geringem prozesstechnischen Aufwand bei der Wahl der Schichtdicken die größtmögliche Flexibilität zu gewährleisten, wird im Rahmen dieser Arbeit zunächst ein Prozess entwickelt, der SU-8 sowohl als Opferschicht als auch als Konstruktionswerkstoff für die zu realisierenden Strukturen nutzt. Bild 2.25 zeigt schematisch den im Folgenden beschriebenen Prozessablauf.

Im Anschluss an die Dehydrierung der Silizium-Substrate für 45 min bei 195 °C auf der Hotplate wird eine 100 µm dicke SU-8-Schicht aufgeschleudert (vgl. Bild 2.25 a). Nach dem zweistufigen Softbake bei 65 bzw. 95 °C werden in einem ersten Belichtungsschritt die Verankerungspunkte strukturiert (Bild 2.25 b). Für die Belichtung werden Laser-geplottete Folienmasken eingesetzt. Das darauf folgende Postbake, bei dem die thermisch getriebene Vernetzung der belichteten Stellen erfolgt, wird mit 12 h im Vergleich zur konventionellen Prozessierung deutlich verlängert, um Lösungsmittelrückstände im Lack zu vermeiden und damit die Gefahr der Ausgasung während des anschließenden Metallisierens mit einem PVD-Verfahren zu reduzieren (Bild 2.25 c). Anschließend wird die eigentliche Strukturschicht in einer Dicke von 500 µm aufgeschleudert (Bild 2.25 d).

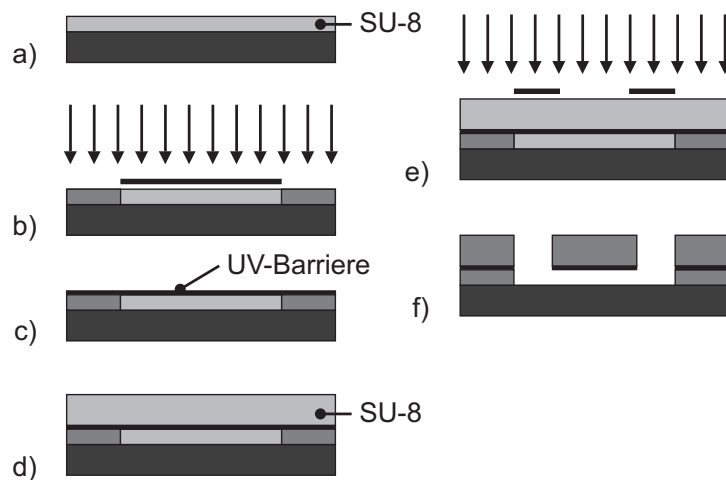


Bild 2.25: Prozessablauf SU-8-Opferschicht: a) SU-8 aufschleudern, b) Belichten, c) UV-Barriere aufbringen, d) SU-8 aufschleudern, e) belichten, f) SU-8 entwickeln und UV-Barriere ätzen

Beim anschließenden Softbake sind starke Temperaturgradienten zu vermeiden, um die UV-Barriere nicht zu zerstören. Da sich bereits belichtete Bereiche deutlich in der aufgedampften Metallisierung abzeichnen (Bild 2.26), kann die Maske beim zweiten Belichtungsschritt (Bild 2.25 e) an entsprechenden Justagemarken der Opferschicht ausgerichtet werden.

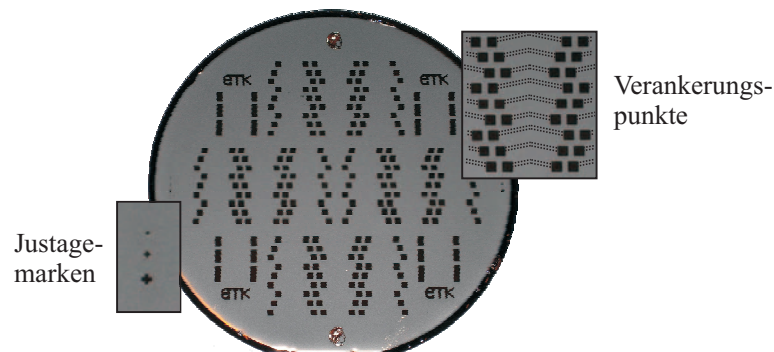


Bild 2.26: Silizium-Wafer mit belichteter SU-8-Schicht und aufgedampfter UV-Barriere

Nach Abschluss der Vernetzung während des Postbakes wird die vergrabene Maske durch Megaschall-unterstützte Entwicklung der oberen Schicht mit PGMEA freigelegt und anschließend geätzt. Somit ist die Opferschicht zugänglich und kann in einem abschließenden Entwicklungsschritt entfernt werden (Bild 2.25 f). Beim Ätzen der UV-Barriere ist darauf zu achten, dass es nicht zu einer säure-katalysierten Vernetzung der Opferschicht kommt. Gute Ergebnisse werden mit Natriumhydroxid erzielt, das bereits bei Raumtemperatur Ätzraten von $2\text{--}3\text{ nm s}^{-1}$ ermöglicht.

Aufbringen der UV-Barriere

Damit sich die SU-8-Opferschicht nach dem Aufbringen der Metallisierung wieder entfernen lässt, muss

1. eine ungewollte Belichtung des Wafers vermieden werden und
2. die Prozesstemperatur unterhalb von 120°C gehalten werden, um thermisches Vernetzen zu verhindern.

Sowohl beim Sputtern als auch beim Elektronenstrahl-Aufdampfen kann ausreichend UV- bzw. weiche Röntgenstrahlung entstehen, um die Opferschicht zu belichten. Obwohl in der Literatur vom erfolgreichen Einsatz dieser Verfahren berichtet wird [165], können mit den zur Verfügung stehenden Anlagen keine zufriedenstellenden Ergebnisse erzielt werden. Zwar können sowohl durch Sputtern als auch durch Elektronenstrahlverdampfen stabile, spiegelnde UV-Barrieren erzeugt werden, die auch die weitere Prozessierung überstehen, doch ist die Opferschicht in beiden Fällen erwartungsgemäß so stark vernetzt, dass sie sich nicht mehr entfernen lässt. Dementsprechend erfolgt das Aufbringen der Metallisierung ausschließlich mittels Widerstandsverdampfen.

Von den untersuchten Materialien konnten dabei mit Aluminium die besten Ergebnisse bezüglich Schichtqualität und Haftung von SU-8 erzielt werden. Weiterhin enthält die von der Aluminiumschmelze emittierte Strahlung aufgrund seiner vergleichsweise

niedrigen Verdampfungstemperatur (vgl. Tabelle 2.8) einen deutlich geringeren UV-Anteil, als bei den höher schmelzenden Alternativmaterialien. Eine Intensitätsmessung bei 365 nm zeigt, dass bereits eine 80 nm dicke Aluminium-Schicht weniger als 1 % der Strahlung des Mask-Aligners transmittiert.

Aufgrund des hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von SU-8 kann es während des Aufdampfens zu großflächiger Rissbildung kommen, wenn die Schicht durch das Auftreffen der heißen Dampfkeule einen Temperaturschock erfährt und sich schnell ausdehnt. Um dies zu verhindern ist die Temperaturdifferenz möglichst gering zu halten. Dies kann entweder durch Einschalten der Substratheizung oder durch Absenkung des Druckes im Rezipienten erfolgen. Allerdings ist eine Verbesserung des Vakuums dem Heizen immer vorzuziehen. Zum einen verringert sich, wie aus Tabelle 2.8 ersichtlich ist, mit sinkendem Druck die Verdampfungstemperatur und damit auch die Temperatur der Dampfkeule. Zum anderen verlagert sich gleichzeitig das Maximum der von der Schmelze emittierten Strahlung dem WIEN'schen Verschiebungsgesetz zu Folge in Richtung größerer Wellenlängen. Der Einsatz der Substratheizung dagegen reduziert die Schichtqualität der Metallisierung und birgt die Gefahr von Blasenwurf durch lokale Ausgasung sowie einer Reduzierung der Strukturtreue.

Tabelle 2.8: Verdampfungstemperatur für unterschiedliche Materialien

| Dampfdruck / Torr | Verdampfungstemperatur / °C | | |
|-------------------|-----------------------------|-----------|-----------|
| | 10^{-4} | 10^{-6} | 10^{-8} |
| Aluminium | 1010 | 821 | 677 |
| Kupfer | 1017 | 857 | 727 |
| Chrom | 1157 | 977 | 837 |
| Titan | 1453 | 1235 | 1067 |

Bei Verwendung von SU-8 2100 lassen sich mit dem beschriebenen Verfahren Opferschichten von 100 μm und größer realisieren. Bei einer Strukturschichtdicke von 500 μm sind Aspektverhältnisse größer 25:1 möglich (vgl. Bild 2.27). Es lassen sich jedoch auch dünnere Schichtdicken, z.B. für Anwendungen in der Mikrofluidik, realisieren.

2.4.5 Opferschichten aus galvanisch abgeschiedenem Kupfer

Mit Verfügbarkeit der erforderlichen Anlagen- und Prozesstechnik wurde ein weiterer Opferschichtprozess auf Basis von galvanisch abgeschiedenem Kupfer eingeführt. Dabei kommt für die Herstellung strukturierter Galvanoformen bis 100 μm Dicke der bereits in Abschnitt 2.1.1 beschriebene Novolak-Resist AZ9260 zum Einsatz. Bild 2.28 zeigt den Ablauf der Prozessierung.

Voraussetzung für die galvanische Abscheidung der Kupfer-Opferschicht ist eine elektrisch gut leitende Startschicht auf dem Substrat. Hierfür werden zunächst 20 nm

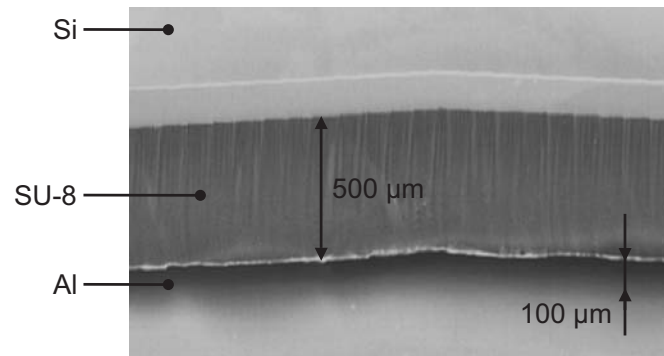


Bild 2.27: Freitragende SU-8-Struktur

Chrom als Haftschrift und darauf eine 80 nm dicke Kupferschicht auf die Siliziumwafer gesputtert. Anschließend wird der Resist in einem dreistufigen Belackungsschritt mit Zwischentrocknung aufgebracht, belichtet und entwickelt (Bild 2.28 a-c). Die Opferschicht aus Kupfer wird galvanisch in die resultierende Negativform abgeschieden und in einem Läpp- und Polierschritt planarisiert (Bild 2.28 d-e). Die SU-8-Strukturierung erfolgt dann wie bereits im vorigen Abschnitt beschrieben (Bild 2.28 g-i). Der letzte Prozessschritt ist das nasschemische Herauslösen des Kupfers (Bild 2.28 j).

Kupfergalvanik

Die Kupfer-Abscheidung erfolgt aus einem sauren Elektrolyten bestehend aus Kupfer(II)-sulfat als Metallträger, Schwefelsäure zur Erhöhung der Leitfähigkeit und Chlorid in Form einer Kochsalzlösung. Auf weitere Zusätze, wie Einebner oder Glanzbildner, wird verzichtet, um möglichst spannungsfreie Schichten zu erhalten. Tabelle 2.9 gibt eine Übersicht der Badzusammensetzung.

Tabelle 2.9: Zusammensetzung des Galvanikbades

| Bestandteil | Menge |
|----------------|-------------|
| Kupfer | 20–30 g/l |
| Schwefelsäure | 200–250 g/l |
| Natriumchlorid | 50–70 mg/l |

Im wässrigen Elektrolyten dissoziiert das Kupfersulfat in positiv geladene Kupfer- und negativ geladene Sulfationen, die unter dem Einfluss des elektrischen Feldes zur Kathode bzw. Anode wandern (vgl. Bild 2.29). An der Kathode werden die Kupferionen unter Aufnahme zweier Elektronen zu metallischem Kupfer reduziert. An der Anode gehen Kupferionen in einem Oxidationsvorgang in Lösung. Die dazugehörigen Elektronen bewegen sich über den äußeren Stromkreis zurück zur Kathode [170].

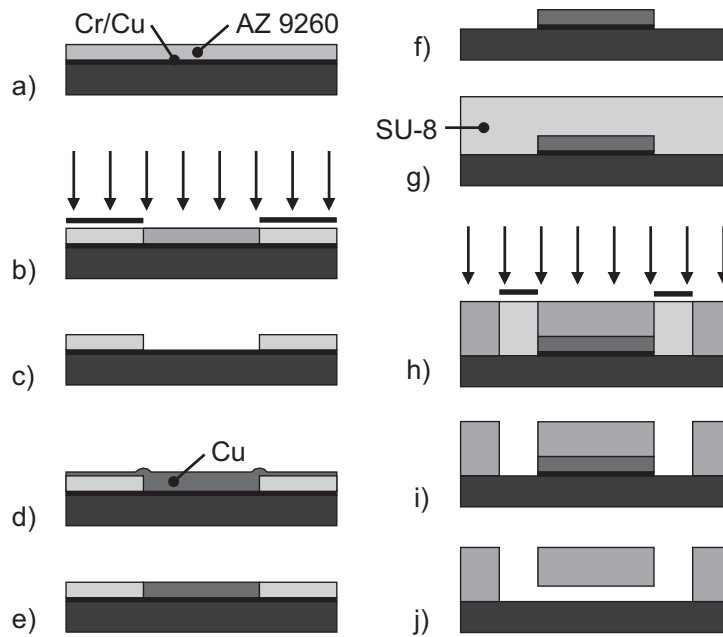


Bild 2.28: Prozessablauf Cu-Opferschicht: a) AZ 9260 auf Si-Substrat mit Cr/Cu-Startschicht aufbringen, b) AZ 9260 belichten, c) AZ 9260 entwickeln, d) Kupfer abscheiden, e) Kupfer läppen und polieren, f) AZ 9260 stripping, g) SU-8 aufschleudern und trocknen, h) SU-8 belichten und vernetzen, i) SU-8 entwickeln, j) Cu und Cr ätzen

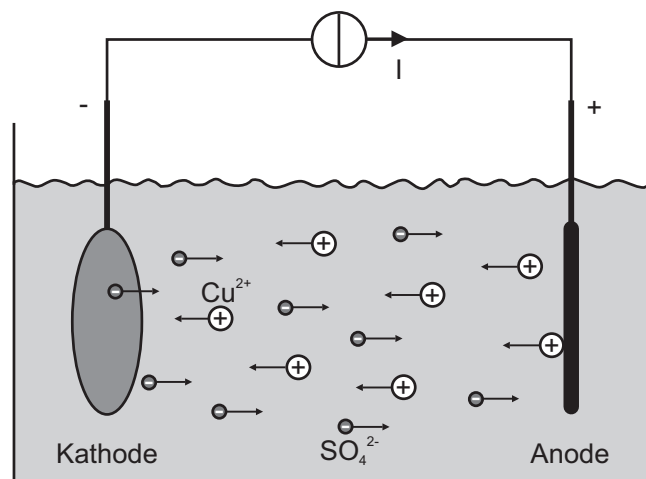


Bild 2.29: Elektrolysezelle zur galvanischen Abscheidung von Kupfer

Der Zusammenhang zwischen Ladungstransport und Stoffumsatz bei der Elektrolyse wird durch das erste FARADAY'sche Gesetz beschrieben, nach dem die an der Kathode abgeschiedene Stoffmenge n in Mol eines z -wertigen Elements der durch den Elektrolyten geflossenen Ladung Q direkt proportional ist. Es gilt

$$n = \frac{\eta}{zF} Q, \quad (2.11)$$

mit der FARADAY-Konstante $F = 96.485 \text{ Cmol}^{-1}$ und dem Wirkungsgrad² η , der den Ladungsverlust durch Nebenreaktionen, wie z. B. der Wasserstoffabscheidung berücksichtigt. Mit der molaren Masse M lässt sich aus Gleichung 2.11 die abgeschiedene Masse m bestimmen:

$$\begin{aligned} m &= nM \\ &= \eta \frac{M}{zF} Q \end{aligned} \quad (2.12)$$

Nach dem zweiten FARADAY'schen Gesetz ist die Masse eines abgeschiedenen Stoffes proportional zu seinem elektrochemischen Äquivalent \ddot{A}_e , das angibt, wieviel Gramm eines z -wertigen Stoffes von der Ladung ein Coulomb bzw. in einer Amperestunde abgeschieden werden. Es ist definiert als

$$\ddot{A}_e = \frac{M}{zF} \quad (2.13)$$

und hat für zweiwertiges Kupfer den Wert $0,3293 \text{ mgC}^{-1}$ oder $1,1855 \text{ g (Ah)}^{-1}$. Damit erhält man aus Gleichung 2.12 für die abgeschiedene Masse

$$m = \eta \ddot{A}_e Q. \quad (2.14)$$

Mit dem Volumen $V = Ah$ und der Dichte ρ des abgeschiedenen Materials lässt sich die resultierende Schichtdicke h berechnen:

$$h = \eta \frac{\ddot{A}_e}{\rho A} Q \quad (2.15)$$

Bei konstanter Stromstärke I ist in Gleichung 2.15 die Ladung der Abscheidedauer proportional, es gilt

$$h = \eta \frac{\ddot{A}_e}{\rho A} It. \quad (2.16)$$

Üblicherweise wird statt des Stromes die auf die Fläche A bezogene Stromdichte J angegeben, mit der sich die Abscheiderate r einstellen lässt.

²Der Begriff Stromausbeute gilt als veraltet [170].

$$h = \eta \frac{\ddot{A}_e}{\rho} J t \quad (2.17)$$

$$= r(J) t \quad (2.18)$$

Für die Dauer der Abscheidung einer Schicht der Dicke h erhält man damit die einfache Gleichung

$$t = \frac{h}{r(J)}. \quad (2.19)$$

Die Abscheidung der Kupfer-Opferschicht erfolgt in einer Galvanik-Anlage mit rotierender Kathode (MOT GmbH) bei einer Badtemperatur von 25 °C mit einer kathodischen Stromdichte von 10 mAcm⁻² und einer daraus resultierenden Abscheiderate $r \approx 0,22 \mu\text{min}^{-1}$ $r \approx 0,22 \mu\text{m}/\text{min}$. Als Elektrodenmaterial kommen phosphorlegierte Kupfer-Pellets (min. 99,9 % Cu, 0,04–0,06 % P) zum Einsatz. Der Wirkungsgrad des verwendeten Elektrolyten beträgt ca. 100 %. Die resultierenden Schichten sind porenfrei und matt, allerdings aufgrund ihrer Rauheit nur bedingt für nachfolgende Lithographie-Schritte einsetzbar. Bild 2.30 zeigt das Galvanikbecken sowie ein Substrat nach erfolgter Abscheidung der Opferschicht.

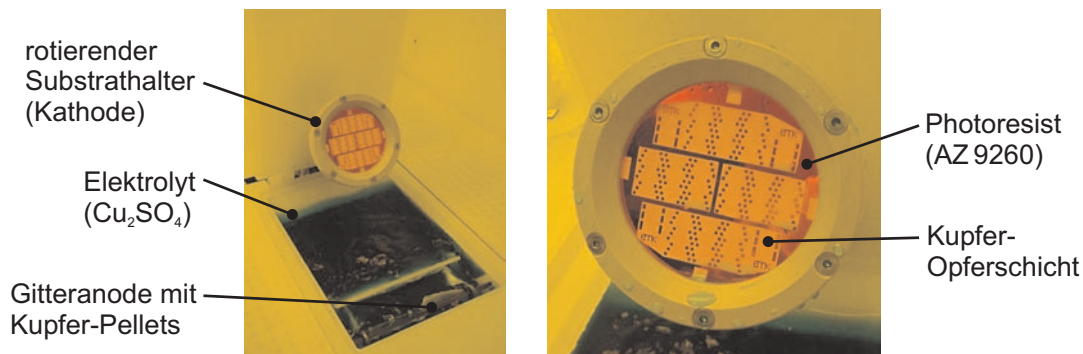


Bild 2.30: Galvanikbecken mit im Waferhalter eingebauten Substrat nach erfolgter Abscheidung

Nach der Abscheidung wird die Lackmaske mit Aceton entfernt und der Wafer gründlich in IPA und deionisiertem Wasser gespült. Anschließend wird an den Verankerungsstellen die Kupfer-Startschicht durch Ätzen in Eisen(III)-chlorid und die Chrom-Haftschrift in einer Lösung aus Kaliumhexacyanoferrat(III)³ (K₃[Fe(CN)₆]) und Natriumhydroxid entfernt. Saure Ätzlösungen, wie das Chrome Etch No. 1 auf Basis von Perchlorsäure, versagten an dieser Stelle, da das Chrom durch die umgebende Kupferschicht elektrochemisch vor einem Ätzangriff geschützt ist.

³rotes Blutlaugensalz

Planarisieren der Opferschicht

Um durch inhomogene galvanische Abscheidung hervorgerufene Unebenheiten zu beseitigen, muss die Kupferschicht vor der weiteren Prozessierung planarisiert werden. Dazu wird sie zunächst für 8–12 min mit einer Aluminiumoxid-Suspension geläppt. Die Anpresskraft beträgt dabei ca. 1 kg. Wie sich zeigt, ist die resultierende Oberflächenrauheit zu groß für die nachfolgenden SU-8-Lithographieschritte. Streuung an der rauhen Oberfläche führt zu einer stark reduzierten Auflösung, so dass benachbarte Strukturen mit kleinen Abständen zusammenwachsen. Es ist daher notwendig, die Kupferschicht nach dem Läppen auch zu polieren. Beide Planarisierungsschritte erfolgen auf der selben Läpp- und Poliermaschine (Logitech PM5, vgl. Bild 2.31). Dabei werden die Substrate mittels Vakuumchuck auf dem Läppkopf fixiert.



Bild 2.31: Läpp- und Poliermaschine Logitech PM5

Tabelle 2.10 zeigt einen Vergleich der nach den einzelnen Prozessschritten erreichten Rauheiten. Bei diesem Prozessschritt erweist sich das Aufkleben der Wafer auf planparallele Glassubstrate als besonders kritisch. Es ist daher für die Zukunft zu prüfen, ob sich die Rauheit der Kupferschicht nicht durch Einsatz von Glanzbildner reduzieren lässt, ohne zu hohe Spannungen in die Schicht einzubringen.

Tabelle 2.10: Rauheiten nach Läppen und Polieren im Vergleich zur gesputterten Startschicht

| | galvanisch | geläppt | poliert | gesputtert |
|--------------------|------------|---------|---------|------------|
| Rauheit R_a / nm | 903–1023 | 288–312 | 9–16,5 | 2,1–3,5 |

Entfernen der Opferschicht

Für das nasschemische Entfernen der Opferschicht nach der lithographischen Strukturierung und Entwicklung der freitragenden SU-8-Elemente eignen sich folgende Ätzlösungen:

- Ammoniumpersulfat, APS ($(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$)
- Natriumpersulfat, NaPS ($\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_8$)
- salzsaures Eisen(III)-chlorid ($\text{FeCl}_3 + \text{HCl}$)

Aufgrund der höheren lateralen Ätzrate [171] erfolgt die Ätzung in Eisen(III)-chlorid. Anschließend wird die verbleibende Chrom-Schicht mit einer Ätzlösung aus Perchlorsäure (HClO_4) und Cerammoniumnitrat ($(\text{NH}_4)_2[\text{Ce}(\text{NO}_3)_6]$) entfernt.

2.4.6 SU-8-Strukturen auf Leiterplatten-Basismaterial

Als alternatives Substratmaterial für freitragende SU-8-Strukturen wurde das Leiterplatten-Basismaterial FR-4 (*Flame Retardant 4*) untersucht. Dabei handelt es sich um einen Glasfaser-Epoxidharz-Verbundwerkstoff, der als Plattenware mit Kupferkaschierung und Photobeschichtung erhältlich ist. Wie Tabelle 2.11 verdeutlicht, sind die Materialeigenschaften von FR-4 besser an SU-8 angepasst als die von Silizium. So führt der höhere Ausdehnungskoeffizient des Leiterplattenmaterials zu einer deutlichen Reduzierung der bei der Prozessierung von SU-8 entstehenden thermischen Spannungen. Außerdem verbessert sich aufgrund der chemischen Ähnlichkeit zu SU-8 die Haftung der erzeugten Mikrostrukturen auf dem Substrat deutlich. Glasübergangs- und Zersetzungstemperaturen von FR-4 sind ausreichend hoch, sie liegen oberhalb der typischen Bake-Temperaturen, so dass das Material kompatibel zur Prozessierung von SU-8 ist.

Tabelle 2.11: Materialeigenschaften von FR-4 im Vergleich zu SU-8 und Silizium

| Eigenschaft | Einheit | FR-4 | SU-8 | Si |
|--|----------------------------------|-------------|------|------|
| therm. Ausdehnungskoeffizient α | 10^{-6} K^{-1} | 15 ... 17 | 52 | 2,33 |
| thermische Leitfähigkeit λ | $\text{W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ | 0,36 | 0,2 | 157 |
| Glasübergangstemperatur T_G | $^{\circ}\text{C}$ | 110 ... 150 | 200 | – |
| Zersetzungstemperatur T_D | $^{\circ}\text{C}$ | 320 | 380 | – |

SU-8-Strukturen lassen sich auf FR-4-Substraten mit einer $35 \mu\text{m}$ dicken Kupferschicht analog zu dem in Abschnitt 2.4.5 beschriebenen Kupfer-Opferschicht-Prozess herstellen. Dazu ist zunächst die Kupferschicht lithographisch zu strukturieren und mit SU-8 zu belackern. Bei der weiteren Prozessierung sind lediglich die Belichtungszeiten geringfügig anzupassen. Das Kupfer kann wieder nasschemisch mit Eisen(III)chlorid herausgelöst werden. Bild 2.32 zeigt erfolgreich prozessierte Teststrukturen vor und nach dem Entfernen der Opferschicht.

Im Vergleich zur galvanischen Abscheidung der Opferschicht in eine Resistform ergeben sich bei diesem Vorgehen deutlich kürzere Prozesszeiten. Die erzeugten Strukturen weisen hervorragende Haftung auf, so dass FR-4 eine kostengünstige Substratalternative darstellt, die darüberhinaus die Möglichkeit bietet, neben mechanischen

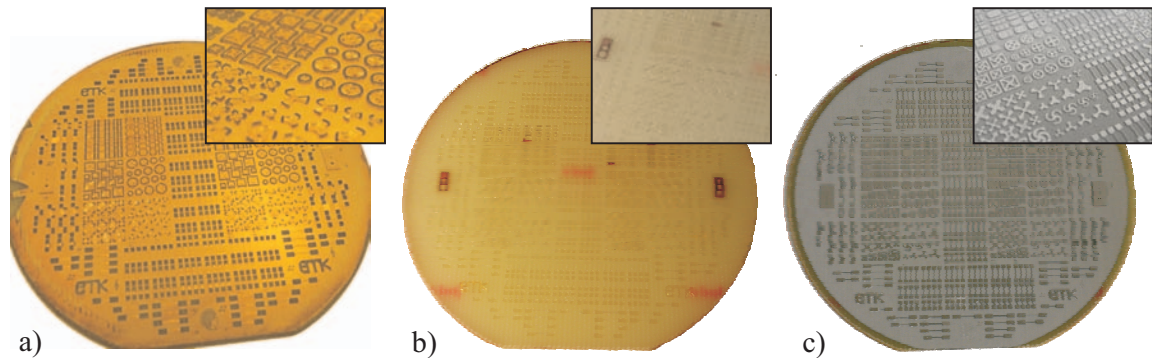


Bild 2.32: SU-8-Strukturen auf FR-4: a) FR-4-Substrat mit strukturierter Kupfer- und SU-8-Schicht, b) SU-8-Strukturen nach Entfernen der Opferschicht, c) SU-8-Strukturen auf FR-4 nach Metallisieren

auch elektronische Bauelemente aufzubringen und zu einem „*System-on-a-PCB*“ zu integrieren.

2.5 Zusammenfassung

Mit den vorgestellten Technologien zur UV-Tiefenlithographie wurden im Rahmen dieser Arbeit sämtliche zur Herstellung freitragender und damit beweglicher, mikro-mechanischer Strukturen erforderliche Prozess-Schritte eingeführt und optimiert. Mit dem etablierten Zwei-Masken-Prozess lassen sich mittels kostengünstiger Folien- oder Chrom-Masken Strukturen beliebiger Geometrie herstellen. Damit ist die Voraussetzung zur Miniaturisierung der in Abschnitt 1.2 vorgestellten Inchwormplattform geschaffen. Tabelle 2.12 fasst die charakteristischen Größen zusammen.

Tabelle 2.12: Charakteristische Größen der tiefenlithographischen Strukturierung von SU-8 2100

| Schichtdicke | laterale Auflösung | | Aspektverhältnis | | Substratmaterial |
|-------------------|--------------------|------------------|------------------|--------|------------------|
| | Stege | Gräben | Stege | Gräben | |
| 500 μm | 50 μm | 20 μm | 25:1 | 10:1 | Silizium, FR-4 |

Darüber hinaus kann das Technologie-Portfolio in der Mikrosystemtechnik auf Basis dieser Arbeit in Richtung metallischer Mikrostrukturen aus Kupfer und Nickel erweitert werden. Damit wird die Entwicklung neuartiger Mikrorelais sowie integrierter Rückstellfedern für Ventilerfelder mit dielektrischen Elastomeraktoren (DEA) im Rahmen des BMBF-Förderprojektes INFUNK⁴ ermöglicht.

⁴INFUNK – Integration neuartiger Funktions- und Konstruktionswerkstoffe

Außerdem bietet die UV-Tiefenlithographie, über die in dieser Arbeit vorgestellten Anwendungen hinaus, im Rahmen des Graduiertenkollegs TICMO⁵ Möglichkeiten zur Realisierung abstimmbarer Mikrowellenkomponenten. Dabei lassen sich sowohl mikroaktorische Ansätze verfolgen als auch solche auf Basis von Flüssigkristallen.

Im folgenden Kapitel werden Akteurprinzipien für die Realisierung einer mikrostrukturierten Inchwormplattform diskutiert. Neben den funktionellen Anforderungen, wie erreichbare Kräfte und Auslenkungen, ist die Kompatibilität mit den verfügbaren Technologien ein wesentliches Auswahlkriterium.

⁵TICMO – Tunable Integrated Components in Microwave Technology and Optics

3 Aktorprinzipien

Die Auswahl von Aktorprinzipien oder konkreten Realisierungsformen elektromechanischer Wandler zur Lösung von Positionieraufgaben ist unabhängig vom Größenmaßstab eine der grundlegenden Fragestellungen bei der Entwicklung mechatronischer Systeme. Entsprechend umfassend wird dieses Thema in der Literatur behandelt. Dabei werden sowohl die zugrunde liegenden Wandlungsmechanismen [172–174] als auch deren Realisierungen [175–177] anhand charakteristischer Kenngrößen, wie erzeugbare Kraft und Auslenkung, Energie- und Leistungsdichte, Wirkungsgrad oder maximale Betriebsfrequenz, miteinander verglichen (vgl. Bild 3.1 und Bild 3.2).

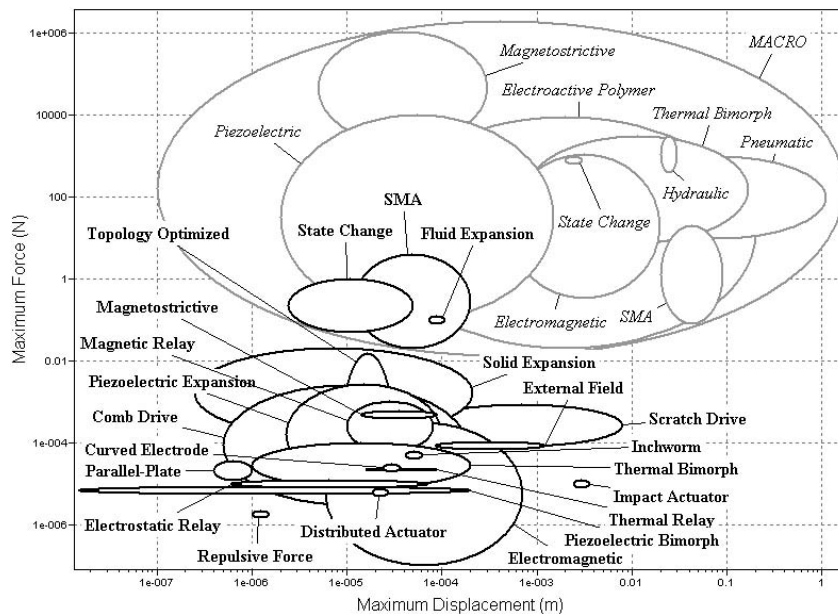


Bild 3.1: Vergleich erreichbarer Kräfte und Auslenkungen für makroskopische Aktoren [172]

Darüber hinaus ist das Skalierungsverhalten der betrachteten Aktorprinzipien von Interesse, da sich der Einfluss physikalischer Effekte bei der Miniaturisierung verändern kann. So gewinnen z. B. mit kleiner werdenden Dimensionen Oberflächeneffekte, wie Reibung, Kapillarwirkung oder Adhäsion, gegenüber Volumeneffekten, wie der Massenträgheit, an Bedeutung. Diese Skalierungseffekte wirken sich vielfach positiv aus, so dass sich im Bereich miniaturisierter Aktoren eine größere Prinzipienvielfalt zeigt als in der von elektromagnetischen Wandlern dominierten makroskopischen Welt [178].

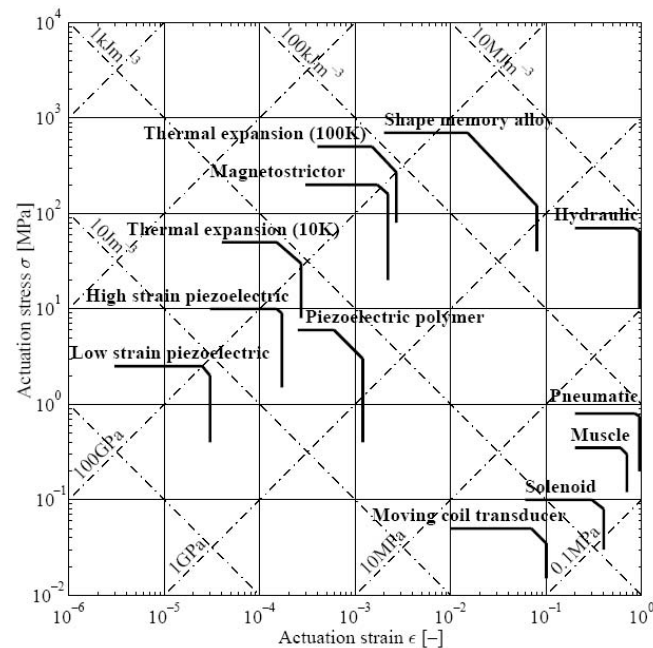


Bild 3.2: Vergleich erreichbarer mechanischer Spannungen und Dehnungen für verschiedene MEMS-Aktoren [173]

In der Mikrosystemtechnik sind vor allem die vier folgenden Aktorprinzipien zur Wandlung von elektrischer in mechanische Energie von Bedeutung:

- elektrostatisches Prinzip
- elektromagnetisches Prinzip
- piezoelektrisches Prinzip
- elektrothermisches Prinzip

Tabelle 3.1 gibt einen Überblick wichtiger Kenngrößen dieser Aktorvarianten. Bei der Bewertung der Skalierung elektromechanischer Wandlungsmechanismen sind immer die zugrunde gelegten Annahmen zu beachten. Für elektrostatische und piezoelektrische Aktoren erhält man beispielsweise bei angenommen konstanter Durchschlagsfeldstärke ein quadratisches Skalierungsverhalten der Kraft mit der Größe ($F \sim s^2$). Geht man dagegen nach PASCHEN von einem Anstieg der Durchschlagsfeldstärke bei abnehmendem Elektrodenabstand aus [179], skaliert die Kraft linear. Das Skalierungsverhalten elektromagnetischer Aktoren hängt davon ab, ob von einer konstanter Stromdichte ($\sim s^4$), von konstantem Wärmestrom zur Umgebung ($\sim s^3$) oder von einer konstanten Temperatur der felderzeugenden Wicklung ($\sim s^2$) ausgegangen wird.

Tabelle 3.1: Wichtige Aktorprinzipien der Mikrosystemtechnik [80, 178, 180]

| Aktorprinzip | Energiedichte Jm^{-3} | Wirkungsgrad % | Zeitkonstante | Kraft- skalierung |
|-------------------|-----------------------------------|-------------------|---------------|----------------------|
| elektrostatisch | $10^{1...2}$ | 50 | $\ll \tau_m$ | $s^{1...2}$ |
| elektromagnetisch | $10^{5...6}$ | < 1 | $\ll \tau_m$ | $s^{2...4}$ |
| piezoelektrisch | 10^5 | 30 | $\ll \tau_m$ | $s^{1,5...2}$ |
| thermomechanisch | 10^5 | < 1 | $\geq \tau_m$ | s^2 |

Das dynamische Verhalten elektrostatischer, elektromagnetischer und piezoelektrischer Aktoren wird von deren mechanischen Zeitkonstanten τ_m bestimmt, die aufgrund schnell wirkender Wandlungsmechanismen deutlich größer als die elektrische Zeitkonstanten τ_e sind. Bei elektrothermischen Aktoren dominiert dagegen die thermische Zeitkonstante, so dass diese üblicherweise hinsichtlich ihrer Dynamik begrenzt.

Darüber hinaus sind bei der Auswahl von Aktoren für die Realisierung miniaturisierter Systeme neben diesen funktionellen Kriterien Fragen nach verfügbaren und mikrotechnisch prozessierbaren Materialien von Bedeutung. Die Diskussion der Aktorauswahl in den folgenden Abschnitten beschränkt sich daher auf solche Prinzipien, die mit den im Rahmen dieser Arbeit etablierten Prozessschritten der UV-Tiefenlithographie kompatibel sind und mit den am Institut EMK verfügbaren Technologien realisiert werden können.

3.1 Elektrostatische Aktoren

Elektrostatische Aktoren basieren auf der COULOMB'schen Anziehungskraft zwischen unterschiedlich geladenen Körpern. Die Kraftwirkung resultiert in der Regel aus der elektrischen Feldstärke E zwischen den Platten eines Kondensators. Bild 3.3 zeigt die wichtigsten Gestaltungsvarianten, wobei im Wesentlichen zwischen dem Längseffekt mit veränderlichem Plattenabstand und dem Quereffekt mit variabler Plattenfläche unterschieden wird (Bild 3.3 a+b). Eine Sonderform elektrostatischer Aktoren mit veränderlichem Plattenabstand stellt darüber hinaus der Wanderkeilantrieb dar (Bild 3.3 c). Bei dieser Variante rollt eine gebogene, flexible Elektrode auf der isolierten Gegenelektrode ab, so dass sich ein keilförmiger Luftspalt ergibt. An der engsten Stelle des Luftspalts entstehen hohe Feldkräfte, die zum Abrollen der Elektroden aufeinander führen [181–183].

Die Kraft elektrostatischer Aktoren lässt sich als Ableitung der Energie nach der Bewegungskordinate u berechnen. Es gilt:

$$F = \frac{\partial W}{\partial u} = \frac{1}{2} U^2 \frac{\partial C}{\partial u} \quad (3.1)$$

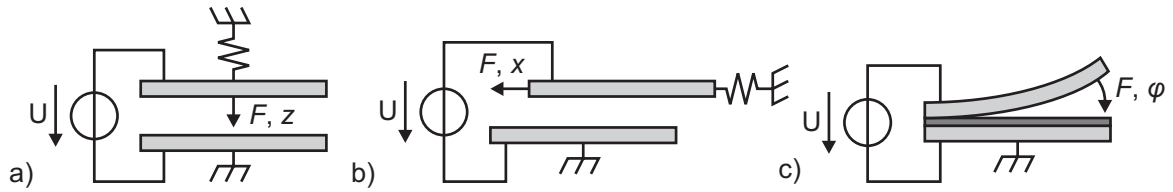


Bild 3.3: Elektrostatische Aktoren: a) variabler Plattenabstand, b) variable Plattenfläche, c) Wanderkeil

Für die Aktorvarianten mit veränderlichem Plattenabstand und variabler Plattenfläche nach Bild 3.3 a und 3.3 b erhält man mit dem Plattenabstand d , der Plattenfläche $A = ab$ und den Bewegungskoodinaten z bzw. x folgende Gleichungen der Aktorkräfte:

$$\text{variabler Plattenabstand: } F_z = \frac{1}{2} \varepsilon_0 \frac{A}{(d - z)^2} U^2 \quad (3.2)$$

$$\text{variable Plattenfläche: } F_x = \frac{1}{2} \varepsilon_0 \frac{b}{d} U^2 \quad (3.3)$$

Aktoren mit variablem Plattenabstand sind aufgrund ihrer nichtlinearen Kraft-Weg-Kennlinie ($F \sim d^{-2}$) und ihres geringen Bewegungsspielraums schlecht für die Erzeugung kontinuierlicher Bewegungen geeignet. Dagegen ist die Kraft bei Aktoren mit variabler Elektrodenfläche unabhängig von der Auslenkung ($F = \text{konst.}$). Sie wird jeweils durch das Gleichgewicht zwischen der elektrostatischen Anziehungskraft F_{el} und der mechanischen Rückstellwirkung auf die nachgiebig aufgehängte, bewegliche Elektrode bestimmt. Für die Aktorkennlinie gilt dann

$$F(u) = F_{\text{el}} - cx = 0. \quad (3.4)$$

Die erreichbaren Kräfte elektrostatischer Aktoren liegen trotz vergleichsweise hoher elektrischer Ansteuerspannungen von 20–200 V im Bereich weniger Mikronewton. In mikrotechnischen Anwendungen wird daher üblicherweise, wie in Bild 3.4 dargestellt, eine große Elektrodenzahl in Form interdigitaler Finger- oder Kammstrukturen mechanisch parallel angeordnet (*comb drive*). Dabei steigt allerdings gleichzeitig der Flächenbedarf.

Dai und Wang stellen elektrostatische Kamm-Aktoren aus SU-8 als kostengünstige Alternative zur klassischen Fertigung in Oberflächenmikromechanik auf Siliziumbasis vor (vgl. Bild 3.5). Die beschriebenen Strukturen haben eine Schichtdicke von 400 μm . Elektroden und Luftspalte sind 40 μm bzw. 20 μm breit, was einem maximalen Aspektverhältnis von 20:1 entspricht. Die Metallisierung der Elektroden wird durch Elektronenstrahl-Aufdampfen von Gold unter einem kleinen Winkel [184] oder mittels stromloser chemischer Abscheidung von Kupfer aufgebracht [185] (vgl. auch [186, 187]).

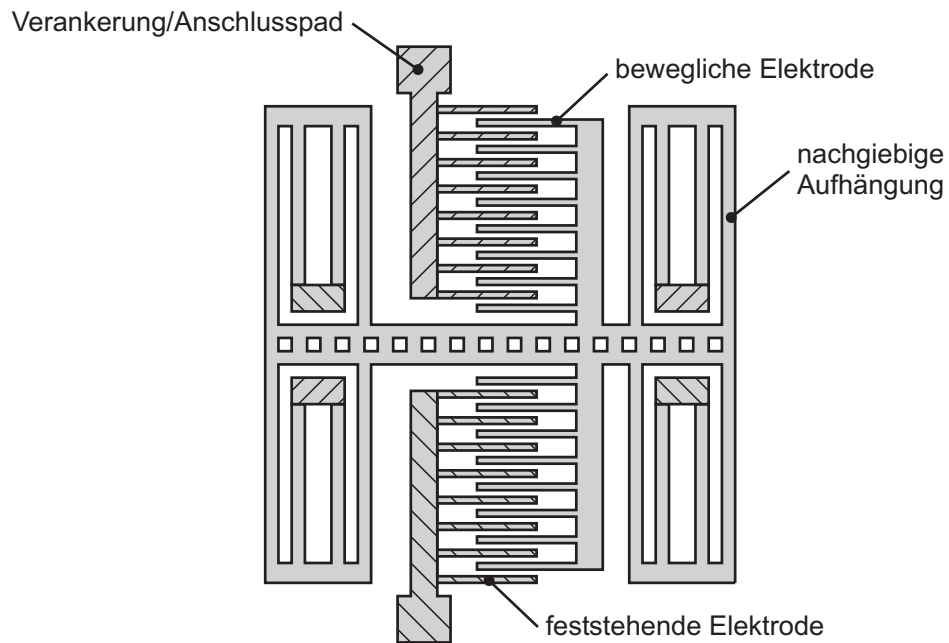


Bild 3.4: Prinzipskizze eines elektrostatischen Aktors mit interdigitaler Kammstruktur

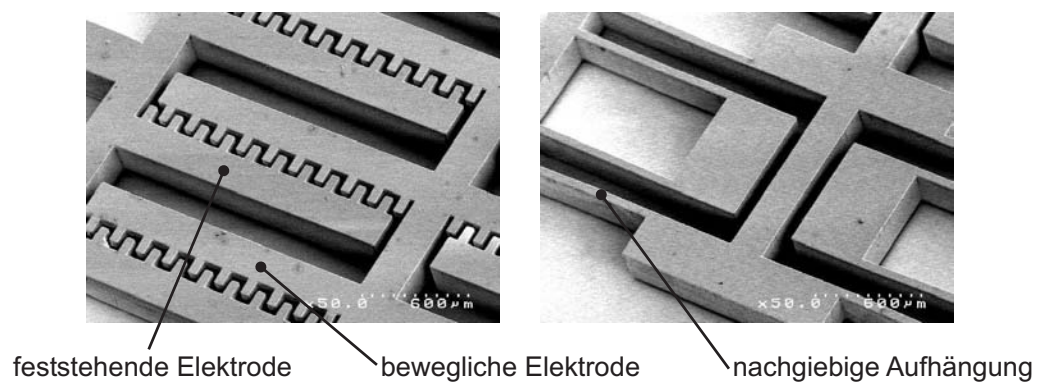


Bild 3.5: Elektrostatischer Aktor aus SU-8 [184]

Tabelle 3.2: Elektrostatische Aktoren aus SU-8

| | Einheit | Quelle | | |
|-------------------------|------------------|-----------------|-----------------|-----------------------|
| | | [184] | [185] | [188] |
| Typ | – | variable Fläche | variable Fläche | variabler Abstand |
| Elektrodenpaare | – | 160 | 20 ... 80 | 1 |
| Spannung | V | 200 | 100 | 85 |
| Schichtdicke | μm | 400 | 400 | – |
| Elektrodenfläche | mm ² | – | – | 2 × 2 |
| Luftspaltbreite | μm | 20 | 15–30 | 25 |
| Steifigkeit | Nm ^{−1} | 38,63 | 1,84 | 214 |
| Fläche | mm ² | 10 × 10 | k. A. | 8 × 8 |
| max. Auslenkung | μm | 14,66 | 9,56–38,48 | 25 (<i>Pull-In</i>) |
| max. Kraft | μN | 566,4 | 11,8–94,4 | k. A. |
| Anwendung | – | k. A. | k. A. | Leistungsrelais |

Einen elektrostatischen Aktor mit variablem Plattenabstand zeigt Jeong [188]. In dieser Realisierung bestehen die krafterzeugenden Elektroden aus Metall, SU-8 dient zur elektrischen Isolierung und als Material für die Gehäusung. Tabelle 3.2 fasst die wichtigsten Abmessungen und Kenndaten der beschriebenen Aktoren zusammen.

3.2 Magnetische Aktoren

Bei den magnetischen Aktoren lassen sich elektromagnetische, elektrodynamische und magnetostruktive Wandler sowie der magnetische Formgedächtniseffekt [189, 190] unterscheiden. Die beiden ersteren werden im Folgenden näher betrachtet.

3.2.1 Elektromagnetische Aktoren

Die am häufigsten mikrotechnisch realisierten elektromagnetischen Aktoren basieren auf dem Reluktanzprinzip, da hierfür keine hartmagnetischen Materialien erforderlich sind. Wie bereits beim elektrostatischen Aktor lassen sich Aktoren mit variabler Luftspaltlänge d (Bild 3.6 a) oder veränderlicher Luftspaltfläche $A = ab$ realisieren (Bild 3.6 b).

Auch die Berechnung der Aktorkraft erfolgt analog zum elektrostatischen Fall durch Ableiten der magnetischen Energie nach der Bewegungskordinate. Es gilt

$$F = \frac{\partial W_m}{\partial u} = \frac{1}{2} (Ni)^2 \frac{\partial G_m}{\partial u}, \quad (3.5)$$

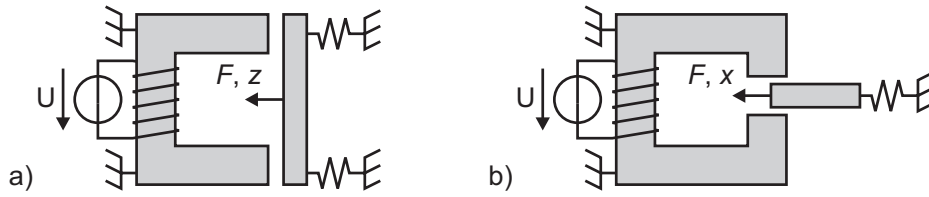


Bild 3.6: elektromagnetisches Aktorprinzip: a) Längseffekt, b) Quereffekt

mit der Windungszahl N der felderzeugenden Induktivität und dem magnetischen Leitwert des Luftspalts G_m . Damit ergeben sich die folgenden Ausdrücke für die Aktorkräfte:

$$\text{variabler Plattenabstand: } F_z = \frac{1}{2} \mu_0 \frac{A}{(d-z)^2} (Ni)^2 \quad (3.6)$$

$$\text{variable Plattenfläche: } F_x = \frac{1}{2} \mu_0 \frac{b}{d} (Ni)^2 \quad (3.7)$$

Die maximale Energiedichte elektromagnetischer Aktoren w_m wird durch die zulässige Stromdichte in der felderzeugenden Spule sowie durch die Sättigungsflussdichten der flussführenden Materialien im Bereich von 1–2 T begrenzt. Sie liegt damit im Allgemeinen etwa vier Größenordnungen über den bei elektrostatischen Aktoren erreichten Werten.

Im Gegensatz zu elektrostatischen Aktoren können im Luftspalt keine elektrischen Durchschläge auftreten. Allerdings ist der fertigungstechnische Aufwand im Vergleich zu elektrostatischen Aktoren wesentlich höher. Vor allem die Herstellung miniaturisierter Induktivitäten stellt noch immer eine Herausforderung dar. Während Mäander- und Planarspulen (Bild 3.7 a+b) bei den erforderlichen Windungszahlen einen großen Flächenbedarf und hohe Serienwiderstände aufweisen, sind mehrlagige Induktivitäten oder dreidimensionale Helixspulen (Bild 3.7 c) nur unter hohem prozesstechnischen Aufwand realisierbar. Ein vielversprechender Ansatz stellt hier die Herstellung gewickelter Spulen mit Hilfe eines Drahtbond-Automaten dar (Bild 3.7 d) [191, 192].

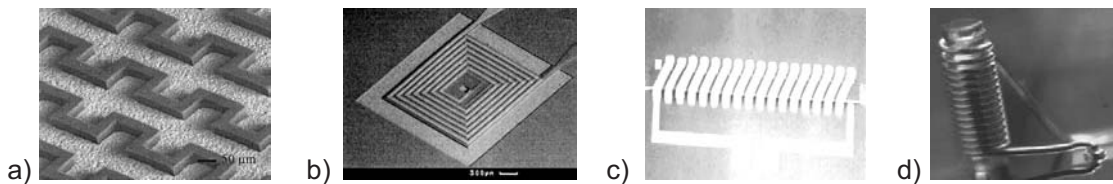


Bild 3.7: Mikrospulen: a) Mäanderspule, b) Planarspule (auch mehrlagig) [193], c) Helixspule [194], d) gewickelte Spule [192]

Für die Realisierung elektromagnetischer Aktoren ist SU-8 als nichtmagnetischer Werkstoff selbst schlecht geeignet, kann allerdings für die Abformung der erforderli-

chen weichmagnetischen Kreise genutzt werden. Diesen Ansatz nutzen Williams und Wang für ihr miniaturisiertes Leistungsrelais, das im Wesentlichen aus einem tiefenlithographisch realisierten Magnetkreis, einer mikrostrukturierten Federstruktur als bewegliches Joch und Relaiskontakt sowie einer mechanisch gewickelten Spule besteht [128, 129]. SU-8 wird in dieser Anwendung für die Isolierung der elektrischen Komponenten und als Teil der Gehäusestruktur genutzt. Der elektromagnetische Aktor ermöglicht Kontaktkräfte von einigen zehn Millinewton.

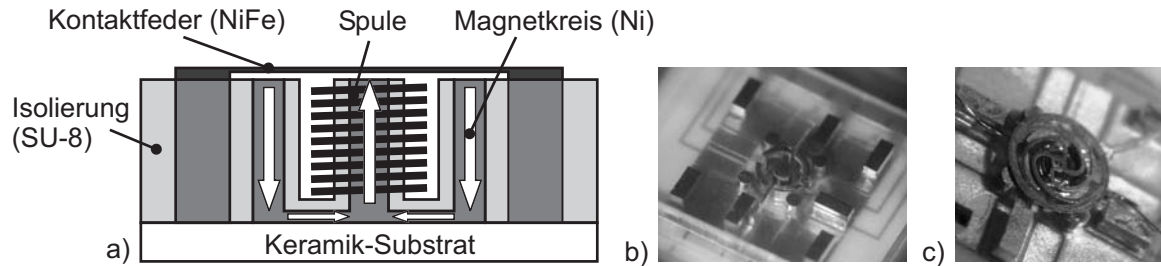


Bild 3.8: Elektromagnetisches Mikrorelais [128, 129]: a) prinzipieller Aufbau, b) in SU-8 abgeformter Eisenkreis, c) Relais mit eingesetzter Spule und aufgeklebter Kontaktfeder

3.2.2 Elektrodynamische Aktoren

Mit deutlich geringerem technologischen Aufwand lassen sich elektrodynamische oder LORENTZ-Kraft-Aktoren realisieren. Diese nutzen die Kraftwirkung auf einen stromdurchflossenen Leiter im Magnetfeld nach Gleichung 3.8, um Bewegungen in der Substratebene zu ermöglichen.

$$\mathbf{F} = i(\mathbf{l} \times \mathbf{B}) \quad (3.8)$$

Bild 3.9 verdeutlicht beispielhaft mögliche mikrotechnische Realisierungen.

Um das volle Potential magnetischer Aktoren auszunutzen und in den Bereich günstiger Kraftskalierung ($F \sim s^{-1 \dots 2}$) zu kommen, ist der Einsatz permanentmagnetischer Werkstoffe unerlässlich [197], für deren Herstellung eine Reihe von Technologien vorgeschlagen wird. Diese reichen im einfachsten Fall vom Einsetzen drahterodierter Mikromagnete über das galvanische Abscheiden oder Siebdrucken bis hin zum Sputtern, lasergestützten Abscheiden und Direktsintern magnetischer Schichten.

Von besonderem Interesse für die Tiefenlithographie ist die Herstellung polymergebundener Magnete durch Einbetten hartmagnetischer Pulver in SU-8 [198]. Hierfür eignen sich z.B. Pulver aus Neodym-Eisen-Bor (NdFeB) sowie Barium- oder Strontiumferrit. Die Übereinstimmung der magnetischen Eigenschaften des Komposites mit denen des Pulvers sinkt dabei mit zunehmender Partikelgröße. Für NdFeB wird beispielsweise bei einem Füllgrad von 50 Gew.-% (25 Vol.-%) mit 55 mT weniger als 10%

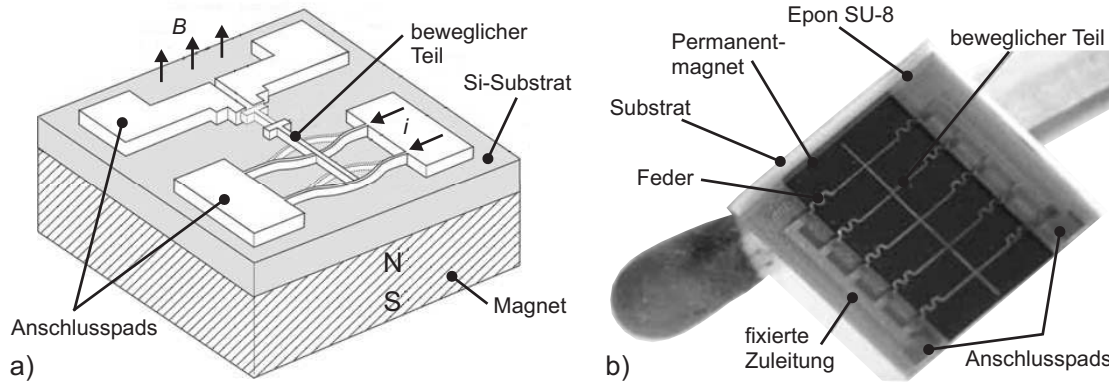


Bild 3.9: Mikrostrukturierte Lorentz-Aktoren: a) bistabiles Mikro-Relais [195], b) tiefenlithographische Realisierung mit strukturiertem Polymermagneten [44, 196]

der Sättigungsflussdichte des reinen Pulvers erreicht. Die Koerzitivfeldstärke liegt bei etwa 700 kAm^{-1} [199].

Feldmann beschreibt die prozesstechnische Integration photoresistgebundener Magnetmaterialien in die UV-Tiefenlithographie zur Herstellung galvanisch abgeschiedener LORENTZ-Aktoren nach Bild 3.9 b [44]. Bei einer angenommenen Flussdichte von $0,3 \text{ T}$ lässt sich durch Bestromung eines 10 mm langen Leiters mit $0,5 \text{ A}$ eine Kraft von $1,5 \text{ mN}$ erzeugen.

3.3 Fluidische Aktoren

Fluidische Aktorprinzipien kommen vor allem in Mikroventilen oder -pumpen in Form von miniaturisierten Kolbenantrieben zum Einsatz, die über große Auslenkungsbereiche hohe und konstante Kräfte erzeugen können. Bütefisch und Seidemann berichten von der Realisierung fluidisch aktiver Mikrogreifer auf Basis tiefenlithographisch strukturierter Faltenbälge [125, 132, 200].

Der angelegte Arbeitsdruck p wird von der Balg-Innenfläche A_{Balg} in eine Kraft F gewandelt:

$$F = pA_{\text{Balg}} \quad (3.9)$$

Bei geeigneter Auslegung ist die axiale Balg-Steifigkeit in Bewegungsrichtung deutlich kleiner als die parasitäre Steifigkeit orthogonal dazu, so dass es nicht zum Ausbeulen der Struktur unter Druck kommt. Für die Kraft-Weg-Kennlinie ergibt dann sich folgende Gleichung:

$$F = pA_{\text{Balg}} - c_{\text{Balg}}x \quad (3.10)$$

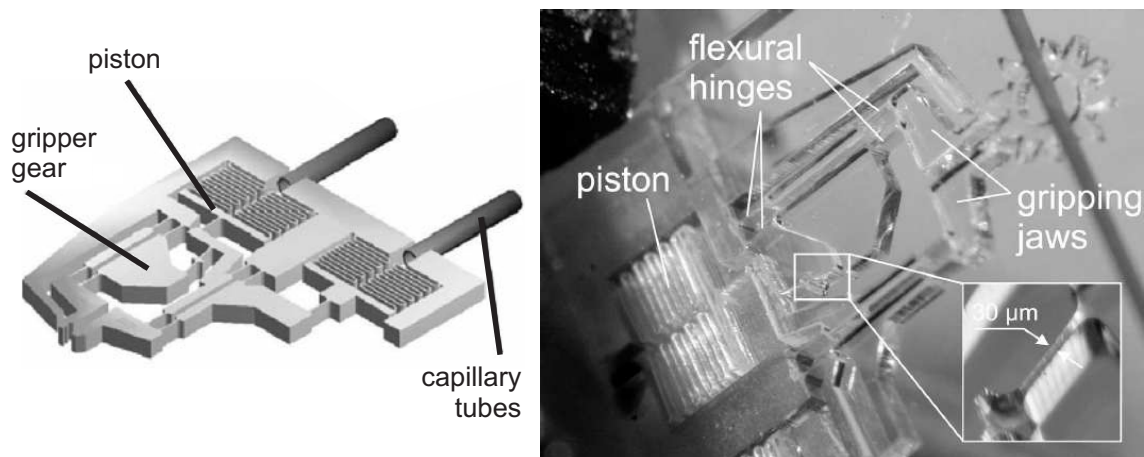


Bild 3.10: Mikrogreifer mit pneumatischem Faltenbalg-Aktor aus SU-8 [125]

Mit Hilfe der Tiefenlithographie lassen sich hohe, schmale Faltenbalgstrukturen niedriger axialer Steifigkeit c_{Balg} aus SU-8 realisieren, die über große Auslenkungsbereiche annähernd konstante Kräfte erzeugen. Die Höhe dieser Kräfte wird dabei von der Druckfestigkeit der Balgstruktur sowie der Möglichkeit, diese auch gegen höhere Arbeitsdrücke abzudichten, bestimmt.

Unter Vernachlässigung sämtlicher Steifigkeiten sowie möglicher Leckagen lässt sich die erreichbare Aktorkraft abschätzen. Ein pneumatischer Aktor erreicht bei einer Fläche von $A_{\text{Balg}} = 10 \text{ mm} \cdot 500 \text{ µm}$ und einem Maximaldruck von $p = 500 \text{ mbar}$ Kräfte bis zu $F = 250 \text{ mN}$.

Der Einsatz fluidischer Antriebe für die Realisierung eines miniaturisierten Schrittantriebs wurde in einer frühen Phase dieser Arbeit untersucht [201], allerdings aufgrund von Schwierigkeiten beim Ankoppeln des Arbeitsdrucks und Abdichten der Aktoren letztendlich nicht weiter verfolgt.

3.4 Formgedächtnislegierungen

Materialien mit Formgedächtnis sind in der Lage sich selbst nach starker Deformation an eine zuvor durch Wärmebehandlung eingeprägte Gestalt zu „erinnern“. In der Regel wird dieser Effekt thermisch ausgelöst. Besonders ausgeprägt zeigt sich der Formgedächtniseffekt in Nickel-Titan-Legierungen, in denen er 1963 entdeckt wurde [202].

Der Formgedächtniseffekt beruht auf der reversiblen thermoelastischen Gefügewandlung von einer Hochtemperatur- (Austenit) in eine Niedrigtemperaturphase (Martensit) bei Umwandlungstemperaturen deutlich unterhalb der Schmelztemperatur des Materials. Dieser Vorgang ist mit einer Hysterese behaftet, so dass vier Temperaturen zur Charakterisierung erforderlich sind (vgl. Bild 3.11). Die Austenit-Umwandlung beginnt bei der Austenit-Starttemperatur A_s und endet bei der Austenit-

Endtemperatur A_f , während die Martensit-Umwandlung analog zwischen den Temperaturen M_s und M_f abläuft. Die verschiedenen Umwandlungstemperaturen liegen für typische NiTi-Legierungen im Bereich zwischen 20 und 140 °C.

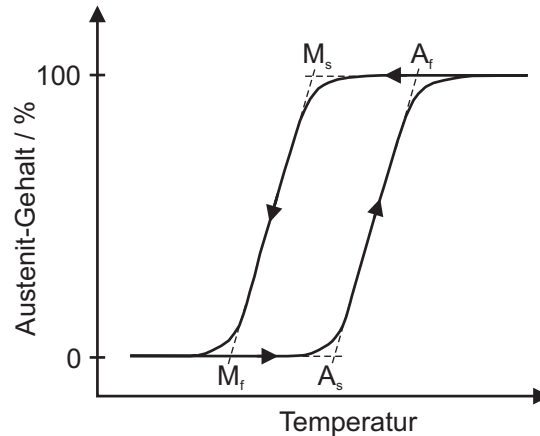


Bild 3.11: Thermisch induzierte Gefügeumwandlung beim Formgedächtniseffekt mit Umwandlungstemperaturen

Es werden prinzipiell zwei Varianten des Formgedächtnises unterschieden:

Einweg-Effekt

In der martensitischen Phase bei Temperaturen unterhalb M_f hat das Material eine niedrige Elastizitätsgrenze. Es verformt sich bei Belastung durch externe Kräfte, erzeugt z. B. durch einen antagonistischen Aktor oder Einrastverbindungen, schnell plastisch. Beim Erwärmen über die Austenit-Endtemperatur A_f bilden sich diese Verformungen vollständig zurück. Nach der Umwandlung ist das Material steif und lässt sich nur schwer verformen, so dass bei Behinderung der Rückbildung in die austenitische Phase hohe Kräfte auftreten, die sich zur Verrichtung von Arbeit nutzen lassen. Beim erneuten Abkühlen und Erwärmen findet keine Gestaltsänderung mehr statt. Die reversible Verformung kann bei NiTi bis zu 8% betragen.

Zweiweg-Effekt

Zusätzlich zur Verformung beim Erwärmen tritt hier nach einer thermomechanischen Vorbehandlung auch beim Abkühlen eine definierte Gestaltsänderung auf, ohne dass eine externe Last erforderlich ist. Diese Gestaltsänderungen sind ohne erneute Verformung wiederholbar. Allerdings sind die erreichbaren Dehnungen im Vergleich zum Einweg-Effekt geringer, sie liegen nur noch bei etwa 4–5%.

Bei der plastischen Verformung ist auf homogene Verteilung der auftretenden Dehnung über den aktiven Aktorbereich zu achten. Die Auslegung erfolgt üblicherweise mittels Finite-Elemente-Simulation. Für weitere Informationen zu Theorie und Anwendungen von Formgedächtnislegierungen sei auf weiterführende Literatur verwiesen.

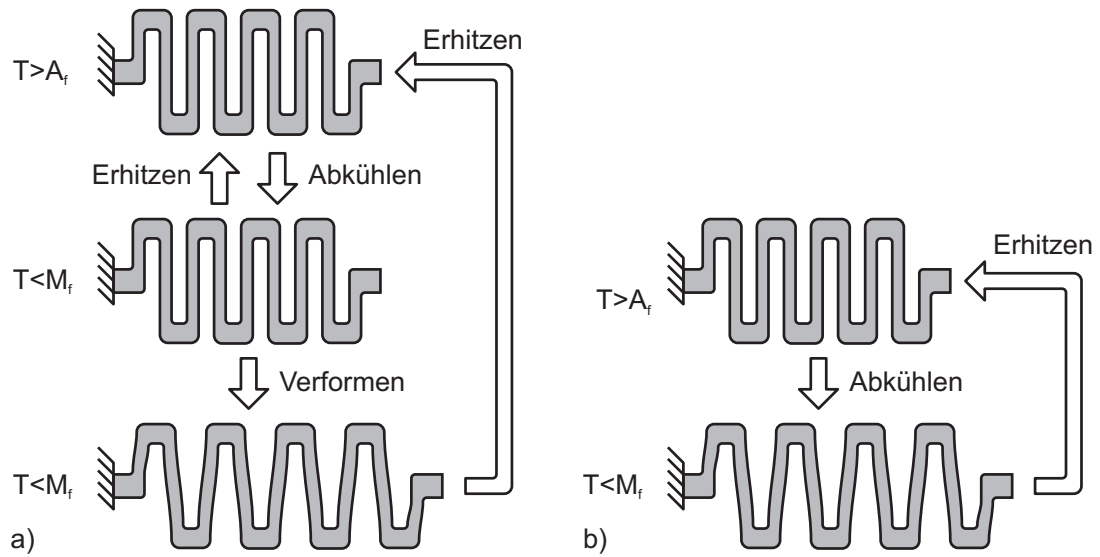


Bild 3.12: a) Einweg- und b) Zweiweg-Formgedächtniseffekt

sen, wie z. B. die am Forschungszentrum Karlsruhe verfasste Habilitationsschrift von Kohl [203].

Formgedächtnis-Aktoren werden üblicherweise mittels Laserstrukturierung oder nasschemischem Ätzen aus dünnen Folien hergestellt oder seltener direkt als Dünnschicht aufgesputtert. Dabei lassen sich vielfältige Geometrien realisieren. Am Institut für Mikrotechnik der TU Braunschweig wurde ein Batch-Prozess zur integrierten Fertigung formgedächtnisaktuierter Mikrogreifer aus SU-8 entwickelt [204, 205]. Die realisierte Greiferstruktur besteht dabei aus einer monolithischen Kinematik, die aufgrund des geringen Elastizitätsmoduls des polymeren Werkstoffs wesentlich kompakter bleibt, als eine aus Silizium gefertigte Variante.

Vergleichbare Arbeiten werden von Roch et al. [206] sowie Pokines et al. [207] beschrieben, die ihrerseits auf strukturierten NiTi-Folien zur Realisierung von Mikrogreifern bzw. Mikroaktor-Arrays mit SU-8 als Konstruktionswerkstoff beruhen. Tabelle 3.3 gibt einen Überblick veröffentlichter Anwendungen.

3.5 Thermische Aktoren

Thermische Aktoren gehören, wie die piezoelektrischen, zur Gruppe der Festkörperaktoren. Ihr Funktionsprinzip beruht auf der wärmeinduzierten Ausdehnung Δl von Feststoffen, materialspezifisch charakterisiert durch den thermischen Ausdehnungskoeffizienten α . Für die Dehnung ε gilt:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} = \alpha \Delta T \quad (3.11)$$

Tabelle 3.3: Einsatz von Formgedächtnislegierungen in Kombination mit SU-8

| Quelle | [207] | [206] | [208] | [200] |
|-----------------------------------|------------------|---------------|--------------------|---------|
| Anwendung | 1×4-Aktor-Array | Greifer | Multi-Aktor-System | Greifer |
| Dicke / μm | 300 | 150 | 50 | 50 |
| Auslenkung / μm | k. A. | 500 | < 650 | > 100 |
| Kraft / mN | k. A. | 50 | < 120 | < 150 |
| Strom / mA | 50 | 900 | 500–1500 | < 500 |
| Frequenz / Hz | k. A. | 1 | < 1 | 1–20 |
| Fläche / mm^2 | $6,2 \times 2,1$ | 17×6 | ca. 5×2 | k. A. |

Der Wärmeeintrag in die Aktorstruktur kann dabei direkt oder indirekt erfolgen. Indirekte Heizung kann durch die optische Strahlung eines Lasers [7, 209] oder auf konvektivem Weg durch Platzieren diskreter Heizelemente unterhalb [210] oder seitlich [211] der Aktorstruktur erreicht werden. Viel häufiger wird die Wärme jedoch durch elektrische Bestromung direkt in der Aktorstruktur erzeugt. Der eingebrachte JOULE'sche Wärmestrom entspricht dabei im thermodynamischen Gleichgewicht nach Gleichung 3.12 der elektrischen Verlustleistung. In der vorliegenden Arbeit werden ausschließlich diese direkt beheizten elektrothermischen Aktoren betrachtet.

$$\dot{Q}_{\text{Joule}} = UI = I^2 R = \frac{U^2}{R} \quad (3.12)$$

Die Dehnung aufgrund von Temperaturänderungen nach Gleichung 3.11 bewegt sich in der für Festkörpereffekte typischen Größenordnung von deutlich unter einem Prozent. Durch Ausnutzen geometrischer Zwangsbedingungen lassen sich diese kleinen Verformungen jedoch mechanisch verstärken, so dass thermische Aktoren mit vergleichsweise großen Auslenkungen ($> 100 \mu\text{m}$) und Kräften (einige Millinewton) realisierbar sind. Sie besitzen damit höhere Energiedichten als elektrostatische Aktoren [212] und zeichnen sich gleichzeitig durch ihren besonders einfachen Aufbau aus. Im Vergleich zu elektrostatischen und elektromagnetischen Aktoren stellen sie nur geringe Anforderungen an die Prozesstechnologie. Zu beachten ist ihre Empfindlichkeit gegenüber Änderungen der Umgebungstemperatur. Luftfeuchtigkeit und elektrische Streufelder haben dagegen, im Gegensatz zum elektrostatischen Aktor, keinen Einfluss auf das Betriebsverhalten.

3.5.1 Realisierungsvarianten und Herstellungsverfahren

Auch wenn es durchaus möglich ist, elektrothermische Aktoren zu realisieren, deren Auslenkung senkrecht zur Waferebene (*out-of-plane*) erfolgt [213–216], werden im Rah-

men dieser Arbeit ausschließlich Aktoren mit lateraler Bewegungsrichtung (*in-plane*) betrachtet. In Bild 3.13 sind die bekanntesten Realisierungsvarianten dargestellt.

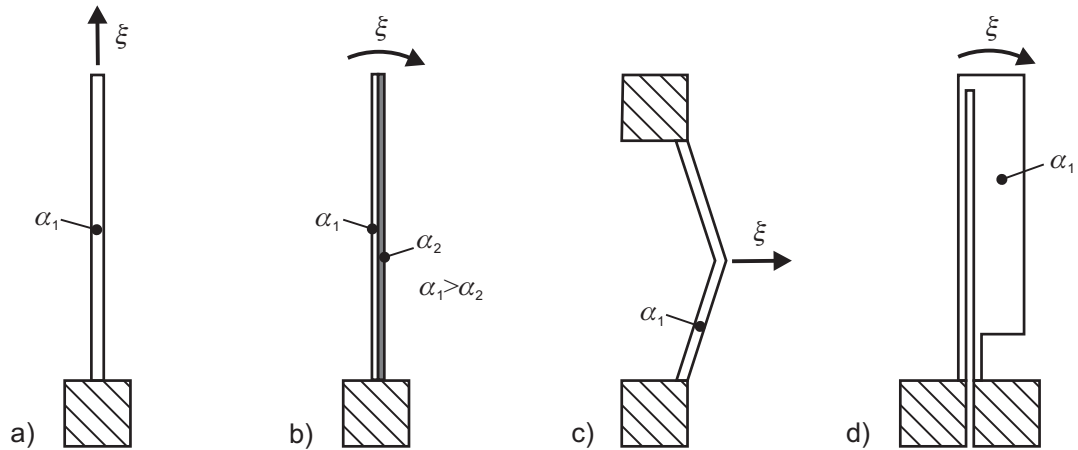


Bild 3.13: Gestaltungsvarianten elektrothermischer Aktoren: a) einfacher Dehnungsaktor, b) Bimorph, c) Kniehebelaktor, d) Pseudo-Bimorph

Neben ihrer Bewegungsrichtung lassen sich elektrothermische Aktoren nach der Anzahl der für die Realisierung erforderlichen Werkstoffe gliedern. Während der klassische Bimetall-Wandler [217, 218] Unterschiede im Ausdehnungskoeffizienten zweier fest miteinander verbundener Materialien ausnutzt, die für die Bewegungserzeugung gleichermaßen erhitzt werden (Bild 3.13 b), bestehen sowohl der Kniehebelaktor (Bild 3.13 c) als auch der Pseudo-Bimorph (Bild 3.13 d) aus einem einzigen Material.

Bereits diese einfachen elektrothermischen Strukturen erreichen im Vergleich zu elektrostatischen oder piezoelektrischen Mikro-Aktoren deutlich größere Kräfte und Auslenkungen, die sich, wie in Bild 3.14 dargestellt, durch Parallel- oder Reihenschaltung mehrerer Aktorelemente weiter steigern lassen [219–221].

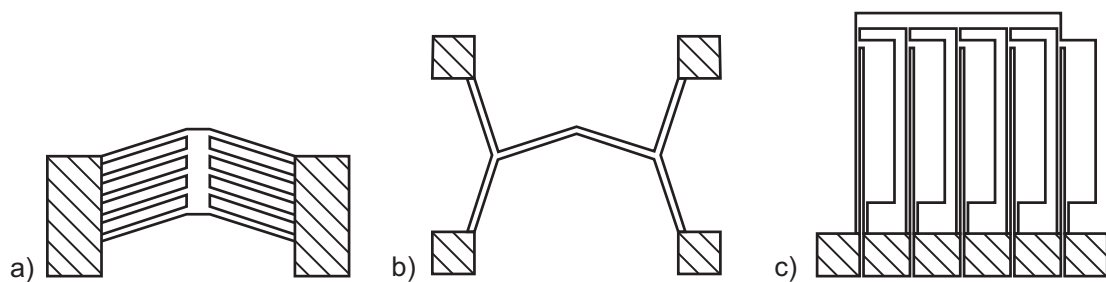


Bild 3.14: Beispiele für die Kaskadierung elektrothermischer Aktoren zur Steigerung von Kraft oder Auslenkung

Elektrothermische Aktoren lassen sich aus Metall [222–224], (Poly-)Silizium [225–227], aber auch aus polymeren Werkstoffen, wie Epoxidharz [124, 127] oder Polyimid

[216], herstellen. Dabei kommt eine große Bandbreite an Fertigungstechnologien, von der Oberflächen- und Volumenmikromechanik, über das galvanische Abscheiden und Laserstrahlschneiden [228] bis hin zur Leiterplattentechnologie [223] zum Einsatz.

Während die thermische Ausdehnung für makroskopische Anwendungen mit Ausnahme von Temperaturschaltern in der Regel nicht eingesetzt wird, kann sie für miniaturisierte Systeme eine interessante Alternative darstellen. So werden elektrothermische Aktoren beispielsweise zur Positionierung von optischen Fasern [229–231], für Mikro-Greifer [126, 127, 232–234] sowie in Relais [235–237], Hochfrequenz-Schaltern [238, 239] und miniaturisierten Antrieben [240–243] eingesetzt. Bei günstiger thermischer Anbindung erreichen diese Aktoren dabei über 100 Millionen Bewegungszyklen und Betriebsfrequenzen in der Größenordnung von einem Kilohertz [220, 240, 244, 245].

Pseudo-Bimorph-Aktoren

Der Pseudo-Bimorph – im Englischen auch *U-shape actuator* oder *heatuator* – setzt die differentielle thermische Ausdehnung seiner beiden unterschiedlich breiten Arme in eine bogenförmige Bewegung um [240, 246, 247]. Bei Bestromung erreicht der dünnere der beiden Arme, wie in Bild 3.15 b dargestellt, aufgrund seines größeren elektrischen Widerstands eine höhere Temperatur und dehnt sich daher stärker aus. Die Bewegungsrichtung dieser Antriebsvariante lässt sich theoretisch umkehren, indem die beiden Arme nicht in Serie, sondern parallelgeschaltet bestromt werden [247]. Die praktische Umsetzung gestaltet sich allerdings schwierig, da hierfür die bewegte Aktorspitze kontaktiert werden muss (vgl. Bild 3.15 c).

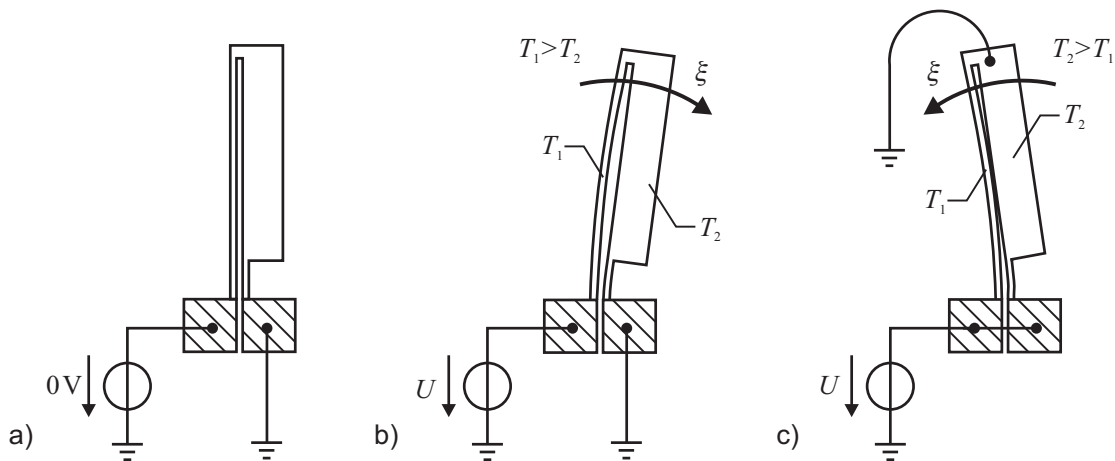


Bild 3.15: Elektrothermischer Pseudo-Bimorph-Aktor: a) unbestromt, b) serielle Bestromung, c) parallele Bestromung

Der Wirkungsgrad des Pseudo-Bimorphs ist aufgrund der parasitären Erwärmung und damit ungewollten Ausdehnung des „kalten“ Arms sehr gering. Dieser Nachteil lässt sich durch verschiedene Maßnahmen, wie das Aufbringen einer zusätzlichen Me-

tallschicht zur Reduzierung des elektrischen Widerstands [248, 249] oder der Einführung eines dritten „heißen“ Arms [234, 241, 250] teilweise kompensieren.

Kniehebelaktoren

Der elektrothermische Kniehebelaktor (*V-shape*, *bent-beam* oder *chevron-type actuator*) wurde von einem mikrostrukturierten Dehnungssensor abgeleitet [251] und 1999 erstmals von Que et al. vorgestellt [252]. Er nutzt die in einem beidseitig eingespannten Balken bei Erwärmung entstehenden Druckspannungen zur Bewegungserzeugung (vgl. Bild 3.16). Im Gegensatz zum Pseudo-Bimorph entstehen lineare Bewegungen in der Substratebene. Dabei werden die thermischen Dehnungen durch die Kniehebelanordnung verstärkt.

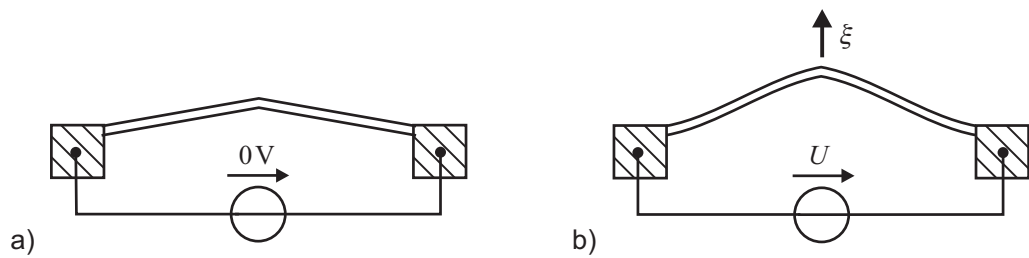


Bild 3.16: Elektrothermischer Kniehebelaktor: a) unbestromt, b) bestromt

Für kleine Auslenkungen lässt sich der Einfluss von Aktorwinkel und -länge auf die Übersetzung unter Vernachlässigung von Knickungs- und Stauchungseffekten geometrisch abschätzen. Mit den Größen nach Bild 3.17 gilt

$$\xi = \frac{l}{2} \left[\sqrt{\frac{1}{\cos^2 \varphi_0} (1 + \alpha \Delta T)^2} - \tan \varphi_0 \right] \quad (3.13)$$

Eine genauere Beschreibung des Aktorverhaltens lässt sich mit Hilfe der Biegetheorie ableiten [253–255]: Kniehebelaktoren erfahren bei Erwärmung geometriebedingt sowohl Druck- als auch Biegebeanspruchungen. Es treten dementsprechend longitudinale und transversale Verschiebungen entlang der Aktorarme auf, die Aktorbiegeline ergibt sich als Lösung der EULER'sche Knickgleichung, einer homogenen Differentialgleichung zweiter Ordnung:

$$w(x) = \left(\tan \varphi - \frac{F}{2\lambda^2 EI \cos \varphi} \right) \cdot \left(\frac{\sin(\lambda x)}{\lambda} + \frac{(\cos(\lambda L) - 1)(\cos(\lambda x) - 1)}{\lambda \sin(\lambda L)} - x \right) \quad (3.14)$$

Der Eigenwert λ in Gleichung 3.14 lässt sich numerisch in Abhängigkeit der externen Kraft F und der mittleren Temperaturerhöhung \bar{T} ermitteln. Damit ergibt sich die Auslenkung der Aktorspitze ξ aus der Biegelinie gemäß Gleichung 3.15:

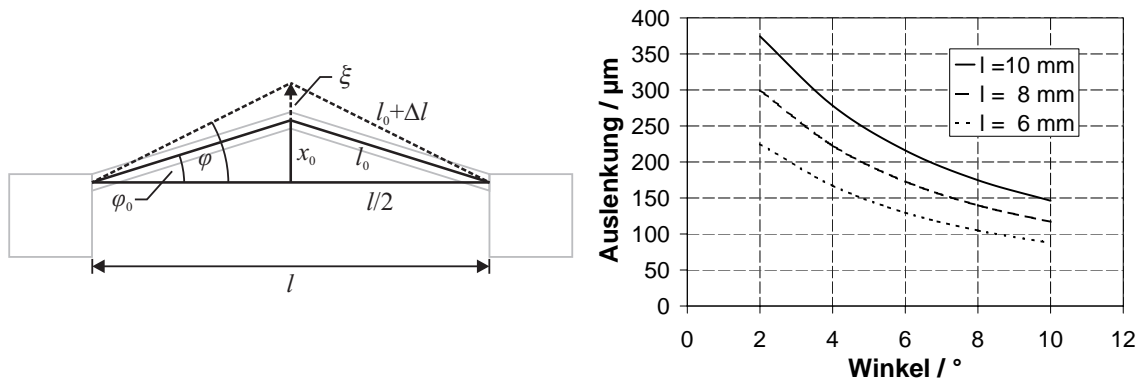


Bild 3.17: Einfluss der Geometrie auf das Übersetzungsverhältnis des elektrothermischen Kniehebelaktors

$$\xi = \left(\tan \varphi - \frac{F}{2\lambda^2 EI \cos \varphi} \right) \left(\frac{2 \tan \left(\frac{\lambda L}{2} \right) - \lambda L}{\lambda \cos \varphi} \right) \quad (3.15)$$

Die analytische Herleitung dieser Zusammenhänge kann in Anhang B nachvollzogen werden. Bild 3.18 zeigt beispielhafte Kraft-Weg-Kennlinien für einen Kniehebelaktor aus SU-8 bei als homogen angenommener Temperaturverteilung, die für eine erste Abschätzung der Leistungsfähigkeit dieser Aktoren herangezogen werden können. Aufgrund des hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten und niedrigen Elastizitätsmoduls des polymeren Werkstoffs werden im Vergleich zu Aktoren aus Metall oder Silizium bereits bei verhältnismäßig kleinen Temperaturerhöhungen große Kräfte und Auslenkungen erreicht. Tabelle 3.4 zeigt qualitativ auf Basis der vorangegangenen Überlegungen, wie sich das Verhalten des Kniehebelaktors über seine geometrischen Abmessungen beeinflussen lässt.

Tabelle 3.4: Einfluss der geometrischen Parameter auf Auslenkung und Kraft eines elektrothermischen Kniehebelaktors

| größere Auslenkung | höhere Kraft |
|------------------------------|-----------------------------|
| • größere Länge | • kleinere Länge |
| • kleinere Winkel | • größere Winkel |
| • kleinere Querschnittfläche | • größere Querschnittfläche |
| • mech. Reihenschaltung | • mech. Parallelschaltung |

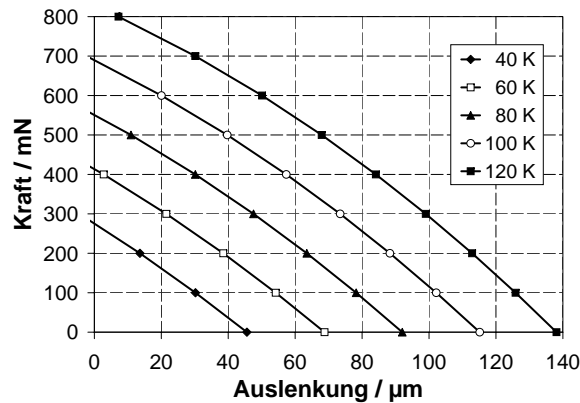


Bild 3.18: Analytisch ermittelte Kraft-Weg-Kennlinien eines elektrothermischen Kniehebelaktors aus SU-8 ($l = 8 \text{ mm}$, $b = 400 \text{ }\mu\text{m}$, $\varphi = 6^\circ$) für unterschiedliche Temperaturerhöhungen

3.5.2 Tiefenlithographische Realisierung

Elektrothermische Antriebe aus SU-8 lassen sich unter geringem Aufwand mit Hilfe des in Abschnitt 2.4.5 beschriebenen Opferschichtprozesses tiefenlithographisch realisieren. Dazu wird zunächst die freitragende Aktorstruktur erzeugt und dann in einem zusätzlichen Prozessschritt der erforderliche Heizfilm aufgebracht.

Die Metallisierung kann dabei durch Elektronenstrahl-Aufdampfen oder Sputtern erfolgen. Vor allem beim Sputtern besteht allerdings aufgrund der guten Kantenbedeckung die Gefahr von Kurzschlüssen über das Substrat. Diese lassen sich durch Einsatz einer Schattenmaske oder, wie in Bild 3.19 dargestellt, durch hinterschnittene Verankerungsstellen verhindern.

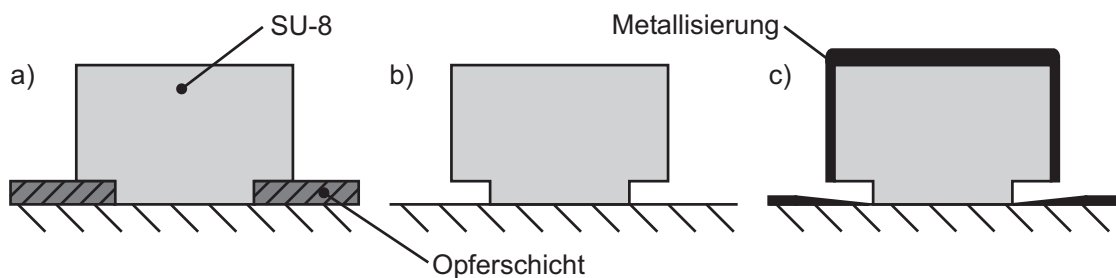


Bild 3.19: Hinterschnitte an den Verankerungsstellen zur Vermeidung von Kurzschlüssen über das Substrat: Verankerung a) vor und b) nach Entfernen der Opferschicht, c) Aufbringen der Metallisierung

3.6 Aktorauswahl

Von den betrachteten Wandlern ermöglichen das elektrostatische, das fluidische sowie das elektrothermische Prinzip die angestrebte Realisierung tiefenlithographisch strukturierter Aktoren mit SU-8 als Konstruktionswerkstoff, ohne dass weitere, aufwändige Prozessschritte oder spezielle Materialien erforderlich werden.

Der Vergleich in Tabelle 3.5 zeigt, dass elektrostatische Aktoren hinsichtlich ihrer erreichbaren Kräfte und Auslenkungen am schlechtesten abschneiden. Gleichzeitig werden aufgrund der erforderlichen schmalen Luftspalte und Metallisierung der Elektroden hohe Anforderungen an die Prozesstechnik gestellt, so dass sie trotz ausgezeichneter dynamischer Eigenschaften und eines hohen Wirkungsgrades nicht für die Realisierung des miniaturisierten Schrittantriebs geeignet sind.

Gegen fluidische Aktoren spricht vor allem die als kritisch einzustufende Problematik der Abdichtung. Unvermeidliche Leckagen führen dazu, dass theoretisch erreichbare Kräfte nicht verfügbar sind. Außerdem wird eine elektrische Ansteuerung aufgrund ihrer hohen Verfügbarkeit und Flexibilität einer fluidischen Lösung zur Bereitstellung und Steuerung des erforderlichen Arbeitsdrucks vorgezogen.

Tabelle 3.5: Bewertung ausgewählter Aktorprinzipien vor dem Hintergrund einer tiefenlithographischen Realisierung aus SU-8

| | elektro- statisch | fluidisch | elektro- thermisch | elektro- magnetisch |
|--------------------|----------------------|-----------|-----------------------|------------------------|
| Kraft | – | 0 | + | + |
| Auslenkung | – | + | + | + |
| Geschwindigkeit | ++ | 0 | – (0) | + |
| Wirkungsgrad | + | – | – (0) | – |
| technolog. Aufwand | – | 0 | + | – – |

Das elektromagnetische Prinzip ist aufgrund des günstigen Skalierungsverhaltens und der damit verbundenen positiven Eigenschaften beim Einsatz permanentmagnetischer Werkstoffe in Tabelle 3.5 mit aufgeführt [197], auch wenn die für die Umsetzung erforderlichen Technologien zur Herstellung weichmagnetischer Flussführungen oder polymergebundener Magnete zum Zeitpunkt der zu treffenden Entscheidung nicht verfügbar waren.

Als Ersatz für die piezoelektrischen Stapelaktoren in der miniaturisierten Inchwormplattform werden schließlich elektrothermische Aktoren ausgewählt. Sie zeichnen sich durch hohe Kräfte und Auslenkungen aus und lassen sich gleichzeitig aufgrund ihrer einfachen Struktur mit dem geringsten prozesstechnischen Aufwand realisieren. Dem gegenüber stehen die Nachteile einer geringen Stellgeschwindigkeit sowie eines prinzipbedingt niedrigen Wirkungsgrads. Berücksichtigt man jedoch das Skalierungsverhalten der diskutierten Aktorprinzipien, so wird deutlich, dass die Nachteile thermischer

Wandler an Bedeutung verlieren, die Vorteile dagegen mit kleiner werdenden Strukturen überwiegen. Während sich die zu- und abfließenden Wärmeströme mit der Fläche verändern ($\sim s^2$), skaliert die Wärmekapazität und damit die gespeicherte Wärmemenge mit dem Volumen ($\sim s^3$). Damit werden die thermischen Zeitkonstanten mit kleiner werdenden Abmessungen linear reduziert [212]. Weiterhin lässt sich der durch Wärmetransport an die Umgebung eingeschränkte Wirkungsgrad relativieren, sofern nicht kontinuierliche Stellbewegungen gefordert werden: Durch geschickte Integration bistabiler Mechanismen wird stromloses Halten zweier Schaltpositionen ermöglicht. Diese Aspekte werden in Abschnitt 4.7 sowie in Kapitel 6 noch einmal aufgegriffen und vertieft.

4 Elektrothermische Aktoren aus SU-8

Für die Beschreibung elektrothermischer Aktoren ist in Abhängigkeit der Geometrie und unter Berücksichtigung der relevanten Wärmetransportmechanismen das Temperaturfeld entlang der aktiven Struktur sowie die daraus resultierende Verformung zu bestimmen. Das Verhalten wird durch ein nichtlineares elektro-thermo-mechanisches Randwertproblem beschrieben, d. h. es ist ein gekoppeltes System partieller Differentialgleichungen zu lösen (vgl. Bild 4.1).

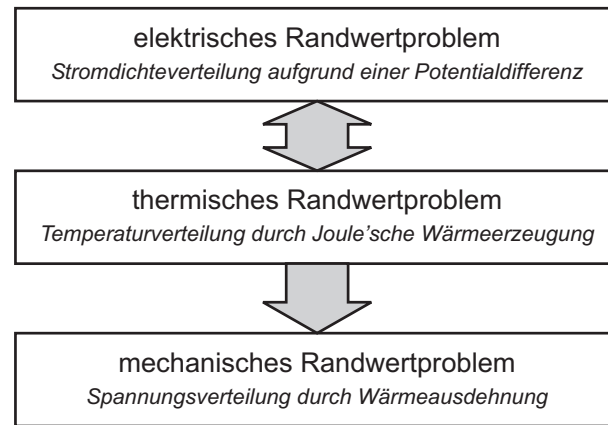


Bild 4.1: Beschreibung elektro-thermo-mechanischer Aktoren

Durch die Temperaturabhängigkeit des spezifischen elektrischen Widerstandes des Heizfilms, die auftretende Wärmestrahlung sowie die u. U. starken Deformationen ist dieses System stark nichtlinear.

4.1 JOULE'sche Wärmeenerzeugung

Fließt ein elektrischer Strom durch einen Körper, so wird in diesem Wärme erzeugt. Dieser Effekt ist als JOULE'sche oder OHM'sche Erwärmung bekannt. Die Rate, mit der dabei Wärmeenergie entsteht, wird von der Leistungsdichte $\dot{w}(T, \mathbf{x}, t)$ beschrieben. Diese ist gleich dem i. A. temperaturabhängigen spezifischen elektrischen Widerstand $\rho_e(T)$ multipliziert mit dem Quadrat der auftretenden Stromdichte \mathbf{j}_e :

$$\dot{w}(T, \mathbf{x}, t) = \rho_e(T) |\mathbf{j}_e(\mathbf{x}, t)|^2 \quad [\dot{w}] = \frac{\text{W}}{\text{m}^3} \quad (4.1)$$

Die Stromdichte berechnet sich aus dem OHM'schen Gesetz in vektorieller Form zu

$$\mathbf{j}_e = \frac{1}{\rho_e} \mathbf{E}. \quad (4.2)$$

Für die elektrische Feldstärke in Gleichung 4.2 gilt nach dem Gesetz von GAUSS für einen ladungsfreien Körper

$$\nabla \cdot \mathbf{E} = 0. \quad (4.3)$$

Weiterhin ist für den statischen Fall

$$\nabla \times \mathbf{E} = 0,$$

so dass sich das elektrische Feld als Gradient des elektrischen Potentials darstellen lässt:

$$\mathbf{E} = -\nabla \Phi \quad (4.4)$$

Damit erhält man aus Gleichung 4.3 die LAPLACE-Gleichung der Elektrostatik

$$\nabla^2 \Phi = 0, \quad (4.5)$$

mit deren Hilfe sich bei bekannten elektrischen Randbedingungen das elektrische Feld \mathbf{E} und damit die Stromdichte \mathbf{j}_e für eine gegebene Geometrie bestimmen lassen.

Für statische und quasi-statische Probleme berechnet sich die Leistungsdichte $\dot{w}(T, \mathbf{x})$ nach Gleichung 4.1 damit zu

$$\dot{w}(T, \mathbf{x}) = \frac{1}{\rho_e(T)} \nabla^2 \Phi. \quad (4.6)$$

Gleichung 4.6 lässt sich für den einfachen Fall homogener Wärmeerzeugung in einem konzentrierten Widerstand R zu der bekannten Formel für den erzeugten Wärmestrom \dot{Q}_J vereinfachen:

$$\dot{Q}_J = I^2 R = \frac{U^2}{R} \quad (4.7)$$

4.2 Wärmetransportmechanismen

Die bei Bestromung des elektrothermischen Aktors erzeugte Wärme wird sowohl entlang der Struktur an das Substrat, als auch an die umgebende Luft abgegeben. Es stellt sich dabei eine konstante Temperaturverteilung ein, sobald ein Gleichgewicht zwischen zu- und abgeführter Wärmemenge erreicht ist. Bild 4.2 zeigt die dafür verantwortlichen Wärmetransportmechanismen an einem elektrothermischen Aktor in einer Luftumgebung der Temperatur T_∞ .

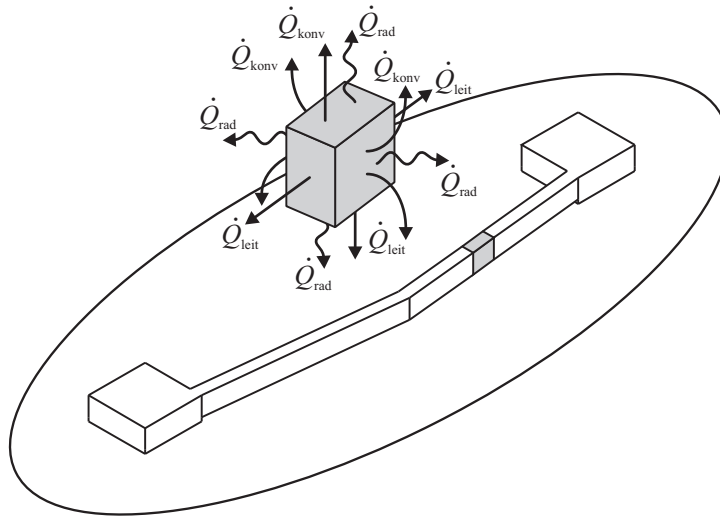


Bild 4.2: Wärmetransportmechanismen am elektro-thermo-mechanischen Aktor

Im Folgenden werden die zugrundeliegenden Wärmetransportmechanismen der Leitung, Konvektion und Strahlung zunächst in allgemeingültiger Weise diskutiert und anschließend hinsichtlich ihres relativen Einflusses auf das Verhalten der betrachteten elektrothermischen Aktoren untersucht. Die gewonnenen Erkenntnisse werden anschließend genutzt, um ein geeignetes Modell für die weitere Auslegung aufzustellen.

4.2.1 Wärmeleitung

Wärmeleitung tritt immer dann auf, wenn zwischen verschiedenen Punkten eines stationären Kontinuums eine Temperaturdifferenz auftritt. In diesem Fall übertragen an Stellen höherer Temperatur Atome oder Moleküle höherer kinetischer Energie ihre Energie in Form von Schwingungen auf benachbarte Teilchen niedrigerer kinetischer Energie. Die durch Wärmeleitung hervorgerufene Wärmestromdichte ist dann dem negativen Betrag des zugrundeliegenden Temperaturgradienten proportional:

$$\dot{\mathbf{q}}(\mathbf{x},t) = -\lambda \nabla T(\mathbf{x},t) \quad (4.8)$$

Die Proportionalitätskonstante λ in Gleichung 4.8 wird als thermische Leitfähigkeit bezeichnet, sie stellt eine charakteristische Materialeigenschaft des temperaturleitenden Mediums dar. Das Minuszeichen drückt aus, dass der Wärmetransport immer in Richtung abnehmender Temperaturen erfolgt. Der Wärmetransport durch Wärmeleitung wurde zum ersten Mal 1822 von Jean Baptiste Joseph FOURIER in dieser Art beschrieben, Gleichung 4.8 ist daher als FOURIER-Gesetz bekannt.

Um mit Hilfe des FOURIER-Gesetzes die Wärmestöme oder -stromdichten für ein interessierendes Problem bestimmen zu können, muss zunächst das i. A. orts- und zeitabhängige Temperaturfeld (die Temperaturverteilung) bekannt sein. Dieses lässt sich

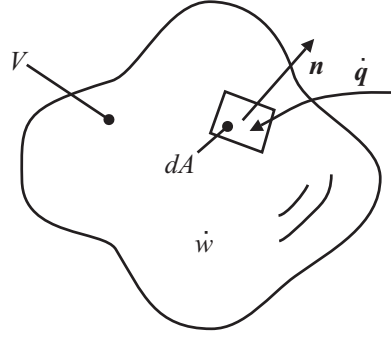


Bild 4.3: Kontrollvolumen V mit innerer Wärmequelle der Leistungsdichte $\dot{w}(T, \mathbf{x}, t)$

durch Anwenden des Energieerhaltungssatzes auf ein Volumen V konstanter Dichte ρ ermitteln (s. Bild 4.3). Die innerhalb dieses Volumens gespeicherte Wärmemenge ist

$$Q = \int_V T c_p(T) \rho dV \quad (4.9)$$

mit der spezifischen Wärmekapazität c_p .

Wird in V , z. B. durch Bestromung, zusätzlich Wärme erzeugt, so ist die zeitliche Änderung der gespeicherten Wärmemenge Q gleich der Summe aus dem durch die Oberfläche A in das Volumen hineinfließenden Wärmestrom \dot{Q}_1 und der im Volumen erzeugten JOULE'schen Wärme P_{Joule} [256]:

$$\dot{Q} = \dot{Q}_1 + P_{\text{Joule}} \quad (4.10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V T c_p(T) \rho dV = - \oint_A \dot{\mathbf{q}}_1 \cdot \mathbf{n} dA + \int_V \dot{w}(T, \mathbf{x}, t) dV \quad (4.11)$$

Dabei ist $\dot{w}(T, \mathbf{x}, t)$ die auf das Volumen bezogene Leistungsdichte der Wärmequelle. Diese lässt sich für einen stromdurchflossenen Leiter mit spezifischem elektrischen Widerstand $\rho_e(T)$ aus der elektrischen Stromdichte j_e bestimmen:

$$\dot{w}(T, \mathbf{x}, t) = \rho_e(T) j_e^2(\mathbf{x}, t) \quad (4.12)$$

Mit der Wärmestromdichte $\dot{\mathbf{q}}_1$ nach Gleichung 4.8 und der Leistungsdichte $\dot{w}(T, \mathbf{x}, t)$ nach Gleichung 4.12 erhält man aus Gleichung 4.11

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V T c_p(T) \rho dV = \oint_A \lambda(T) \nabla T \cdot \mathbf{n} dA + \int_V \dot{w}(T, \mathbf{x}, t) dV. \quad (4.13)$$

Durch Anwenden des Satzes von GAUSS

$$\int_V \nabla \cdot \mathbf{v} dV = \oint_A \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dA \quad (4.14)$$

lässt sich das Oberflächenintegral in Gleichung 4.13 in ein Volumenintegral überführen:

$$\int_V \frac{\partial T}{\partial t} c_p(T) \rho dV = \int_V \nabla \cdot (\lambda(T) \nabla T) dV + \int_V \dot{w}(T, \mathbf{x}, t) dV \quad (4.15)$$

Fasst man sämtliche Volumenintegrale zusammen, ergibt sich

$$\int_V \left[c_p(T) \rho \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (\lambda(T) \nabla T) - \dot{w}(T, \mathbf{x}, t) \right] dV = 0. \quad (4.16)$$

Der Term auf der linken Seite von Gleichung 4.16 verschwindet für beliebig gewählte Volumina nur dann, wenn der Integrand selbst gleich Null wird. Damit erhält man die *nichtlineare Differentialgleichung der Wärmeleitung*:

$$c_p(T) \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda(T) \nabla T) + \dot{w}(T, \mathbf{x}, t) \quad (4.17)$$

Gleichung 4.17 lässt sich jedoch aufgrund der Temperaturabhängigkeit von thermischer Leitfähigkeit $\lambda(T)$ und spezifischer Wärmekapazität $c_p(T)$ nur in Ausnahmefällen geschlossen lösen [256]. Kann vereinfachend von orts- und temperaturunabhängigen Materialparametern ausgegangen werden, erhält man die *lineare Wärmeleitungsgleichung* 4.19 mit dem Temperaturleitkoeffizienten $a = \lambda / c_p \rho$.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c_p \rho} \nabla^2 T + \frac{\dot{w}}{c_p \rho} \quad (4.18)$$

$$= a \nabla^2 T + \frac{\dot{w}}{c_p \rho} \quad (4.19)$$

Für den Fall stationärer Temperaturfelder mit inneren Wärmequellen folgt wegen $\partial T / \partial t = 0$

$$\nabla^2 T + \frac{\dot{w}}{\lambda} = 0. \quad (4.20)$$

Diese partielle Differentialgleichung zweiter Ordnung ist als POISSON-Gleichung bekannt. Für quellenfreie Temperaturfelder ($\dot{w}(T, \mathbf{x}, t) = 0$) erhält man daraus die LAPLACE-Gleichung:

$$\nabla^2 T = 0 \quad (4.21)$$

Damit das Temperaturfeld vollständig bestimmt ist, sind die zeitlichen Anfangs- und örtlichen Randbedingungen zu ergänzen. Während die Anfangsbedingung für alle Punkte \mathbf{x} eine feste Ausgangstemperatur $T(\mathbf{x}, t = 0) = T_0(\mathbf{x})$ vorschreibt, definieren die Randbedingungen das Verhalten an den Oberflächen des betrachteten Volumens. Sie lassen sich in drei Gruppen einteilen [256]:

1. Die Oberflächentemperaturen sind als Funktion des Ortes und der Zeit definiert (DIRICHLET-Randbedingung, Randbedingung 1. Art).
Beispiel: Kontakt mit einer idealen Wärmesenke auf Raumtemperatur ($T = T_\infty$)
2. Die Wärmestromdichten normal zur Oberfläche sind als Funktion des Ortes und der Zeit vorgeschrieben (NEUMANN-Randbedingung, Randbedingung 2. Art).
Beispiel: ideal isolierte Fläche ($\dot{q} = 0$)
3. An der Oberfläche liegt eine Berührung mit einem anderen Medium vor (Randbedingung 3. Art).
Beispiel: konvektiver Wärmeübergang oder Wärmeleitung in einen angrenzenden Festkörper

Für die vorliegende Problemstellung eines in Luft betriebenen, elektrothermischen Aktors ist der Wärmetransport in die Umgebung und zum Substrat über entsprechende Randbedingungen zu berücksichtigen. Im Folgenden werden daher die Mechanismen der Konvektion und Wärmestrahlung diskutiert.

4.2.2 Konvektion

Ist der Wärmeübergang von einem geheizten Körper an die Relativbewegung eines umgebenden Fluids gekoppelt, spricht man von Konvektion. Diese ist allerdings unweigerlich mit Wärmeleitung verbunden, da, auch wenn die Fluidbewegung den Transportprozess beeinflusst, die eigentliche Energieübertragung von einem Fluidelement zum anderen durch Leitung erfolgt. Hinzu kommt, dass der Wärmetransport an Oberflächen hauptsächlich auf Wärmeleitung beruht, da die Relativgeschwindigkeit dort gegen Null geht.

Es wird grundsätzlich zwischen erzwungener und freier bzw. natürlicher Konvektion unterschieden, je nachdem ob die dem Wärmetransport zugrundeliegende Strömung auf künstlichem Wege, z. B. durch einen Lüfter, ein Gebläse oder eine Pumpe, oder auf natürliche Art und Weise hervorgerufen wird. Der Hauptunterschied liegt demnach darin, dass bei erzwungener Konvektion die externe Strömung generell bekannt ist, während sie bei natürlicher Konvektion aus temperatur-, druck- oder konzentrationsbedingten Dichteunterschieden innerhalb des Fluids im Gravitationsfeld resultiert.

Im Falle natürlicher Konvektion ist die Strömung daher nicht von vornherein bekannt und muss durch Betrachtung der mit den Strömungsmechanismen gekoppelten Wärme- und Stoffübertragungsprozessen bestimmt werden. Bei erzwungener Konvektion ist die Wärme- und Stoffübertragung demnach unabhängig vom Strömungsfeld,

wohingegen sie bei natürlicher Konvektion mit dieser gekoppelt ist. Die natürliche Konvektion ist somit ein wesentlich komplexeres Phänomen, das sich, obwohl der zugrunde liegende Mechanismus prinzipiell verstanden ist, nur für einfache Geometrien unter stark vereinfachenden Annahmen analytisch beschreiben lässt [257].

Auch nach Einführen von Vereinfachungen ist die Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten für natürliche Konvektion nicht trivial, so dass diese in der Regel anhand von Ähnlichkeitsbetrachtungen unter Berücksichtigung einer charakteristischen Länge L aus der NUSSELT-Zahl

$$Nu = \frac{\alpha_{\text{konv}} L}{\lambda} \quad (4.22)$$

ermittelt werden. Die NUSSELT-Zahl entspricht dabei einem dimensionslosen, mittleren Wärmeübergangskoeffizienten. Sie kann für eine Reihe von Geometrien und Strömungsverhältnissen mit Hilfe empirisch ermittelter Korrelationen der Form

$$Nu = f(GrPr) = f(Ra) = C(Ra)^n \quad (4.23)$$

bestimmt werden. Diese basieren auf weiteren dimensionslosen Ähnlichkeitskennzahlen, wie der GRASHOFF-Zahl Gr , der PRANDTL-Zahl Pr und der RAYLEIGH-Zahl Ra (vgl. Anhang C) und hängen von der Geometrie und Orientierung der jeweiligen Oberfläche sowie deren Temperatur und den thermophysikalischen Eigenschaften des umgebenden Fluids ab [258–260].

Die resultierende Wärmestromdichte berechnet sich dann mit dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{konv} zu

$$\dot{q} = \alpha_{\text{konv}}(T - T_S). \quad (4.24)$$

Diese ist zur Lösung der Wärmetransportgleichungen in Abschnitt 4.2.1 als Randbedingung zu berücksichtigen:

$$\mathbf{n} \cdot (\lambda \nabla T) = -\alpha_{\text{konv}}(T - T_\infty) \quad (4.25)$$

Da der Übergangskoeffizient α_{konv} i. A. von der Temperaturdifferenz $T - T_\infty$ abhängt, ist diese Randbedingung nichtlinear. Weiterhin ist zu beachten, dass die empirisch ermittelten Korrelationen stets gewissen Grenzen unterliegen und nicht immer sehr genaue Ergebnisse für α_{konv} liefern. Fehler von bis zu 25 % sind dabei nicht ungewöhnlich. Genauere Aussagen lassen sich dagegen aus experimentellen Untersuchungen oder mit Hilfe numerischer Simulation des Wärme- und Stofftransports (*computational fluid dynamics*, CFD) gewinnen.

4.2.3 Wärmestrahlung

Neben Wärmeleitung und Konvektion ist Wärmestrahlung der dritte Transportmechanismus, über den ein Körper Wärmeenergie aufnehmen oder abgeben kann. Jeder

Körper mit einer endlichen Temperatur emittiert nach dem STEFAN-BOLTZMANN-Gesetz als grauer Strahler einen Wärmestrom in Form elektromagnetischer Wellen. Im Gegensatz zu Wärmeleitung und Konvektion ist die Wärmestrahlung daher nicht an ein Medium gebunden, sie tritt auch im Vakuum auf. Die entsprechende Wärmestromdichte ist

$$\dot{q} = \varepsilon(T)\sigma T^4. \quad (4.26)$$

Dabei ist $\varepsilon(T)$ der Emissionsgrad und σ die STEFAN-BOLTZMANN-Konstante, mit $0 < \varepsilon(T) < 1$ und $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$. Für die Absorption gilt mit der Umgebungstemperatur T_∞ entsprechend

$$\dot{q} = \varepsilon(T)\sigma T_\infty^4. \quad (4.27)$$

Man erhält damit für die Nettowärmestromdichte des Körpers den nichtlinearen Zusammenhang

$$\dot{q} = \varepsilon(T)\sigma (T^4 - T_\infty^4). \quad (4.28)$$

Analog zur Wärmeleitung und Konvektion lässt sich durch Umformen von Gleichung 4.28 ein Wärmeübergangskoeffizient der Wärmestrahlung $\alpha_{\text{rad}}(T)$ definieren. Es gilt

$$\dot{q} = \alpha_{\text{rad}}(T) (T - T_\infty). \quad (4.29)$$

mit

$$\alpha_{\text{rad}}(T) = \varepsilon(T)\sigma (T^2 + T_\infty^2) (T + T_\infty). \quad (4.30)$$

Für $|T - T_\infty| \ll T_\infty$ kann Gleichung 4.29 durch eine Taylor-Reihe approximiert werden. Bricht man die Reihenentwicklung nach dem linearen Term ab, ergibt sich

$$\dot{q} = 4\varepsilon(T)\sigma T_\infty^3 (T - T_\infty). \quad (4.31)$$

Der Übergangskoeffizient der Wärmestrahlung vereinfacht sich damit zu

$$\alpha_{\text{rad}}(T) = 4\varepsilon(T)\sigma T_\infty^3. \quad (4.32)$$

Bei der Berechnung des Temperaturfeldes geht der abgestrahlte Wärmestrom als nichtlineare Randbedingung ein:

$$\mathbf{n} \cdot (\lambda \nabla T) = -\varepsilon\sigma (T^4 - T_\infty^4) \quad (4.33)$$

4.3 Thermomechanische Wechselwirkung

Das im vorigen Abschnitt beschriebene, durch elektrische Bestromung erzeugte Temperaturfeld $T(x,y,z)$ ist die Grundlage für die angestrebte elektrothermische Aktorwirkung. Die Erwärmung des Festkörpers führt aufgrund der thermischen Ausdehnung zu lokalen Verzerrungen (Dehnungen und Gleitungen/Scherungen), die die gewünschte Auslenkung hervorrufen. Um dieses Problem zu beschreiben, werden die Zustandsgrößen Verschiebung \mathbf{u} , Verzerrung $\boldsymbol{\varepsilon}$ und mechanische Spannung $\boldsymbol{\sigma}$ sowie die bekannten, extern wirkenden Belastungen \mathbf{f} eines jeden Punktes unter Beachtung von Temperaturänderungen ΔT und äußeren Einspannbedingungen miteinander verknüpft.

Im statischen Ruhezustand müssen die aus den mechanischen Spannungen resultierenden inneren Kräfte gleich den äußeren Kräften sein, es gilt die Gleichgewichtsbeziehung

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f} = 0. \quad (4.34)$$

Im dynamischen Fall erfährt der Körper eine Beschleunigung $\ddot{\mathbf{u}}$ als zweiter Ableitung der Verschiebung \mathbf{u} nach der Zeit, so dass die Gleichgewichtsbeziehung um die Trägheitskräfte zu ergänzen ist:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f} = \rho \ddot{\mathbf{u}} \quad (4.35)$$

Weiterhin lassen sich die auftretenden Verschiebungen mit Hilfe der kinematischen Verträglichkeit mit den Verzerrungen in Beziehung setzen:

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = \boldsymbol{\varepsilon} \quad (4.36)$$

Die bisher noch unabhängigen Spannungen und Verzerrungen im dreidimensionalen Körper werden vom Materialgesetz

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (4.37)$$

verknüpft. Darin ist \mathbf{C} die Steifigkeitsmatrix, die vom Elastizitätsmodul E und der Querkontraktionszahl ν abhängt. In seiner erweiterten Form nach Gleichung 4.38 berücksichtigt das Materialgesetz auch thermische Verzerrungen, charakterisiert durch den spezifischen thermischen Ausdehnungskoeffizienten $\boldsymbol{\alpha}(T)$:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\alpha}(T)\Delta T) \quad (4.38)$$

Mit den Gleichungen 4.35, 4.36 und 4.38 stehen damit 15 Ausdrücke zur Verfügung, die die 15 unbekannten Zustandsgrößen¹ in jedem Punkt des Bauteil-Volumens nicht nur miteinander, sondern auch mit den auftretenden Belastungen \mathbf{f} verknüpfen.

¹3 Verschiebungen und je 6 mechanische Spannungen und Dehnungen

Einsetzen der Gleichungen 4.36 und 4.38 in 4.35 liefert nach Umstellen die partielle Differentialgleichung der Verschiebungen:

$$\rho \ddot{\mathbf{u}} - \nabla \cdot [\mathbf{C} \cdot (\nabla \cdot \mathbf{u})] = \mathbf{f} - \nabla \cdot (\mathbf{C} \cdot \boldsymbol{\alpha}(T) \Delta T) \quad (4.39)$$

Für dieses allgemeine dreidimensionale Differentialgleichungssystem ist bis heute keine analytisch geschlossene Lösung bekannt. Erst durch Einführung von Vereinfachungen, wie z. B. der Reduzierung der Modelldimension, gelingt es, eine analytische Lösung zu finden [254]. Stattdessen lassen sich solche Probleme unter Einsatz numerischer Verfahren, wie der Finite-Elemente-Methode (FEM), oder unter bestimmten Voraussetzungen auch mittels konzentrierter Parameter beschreiben.

4.4 Wärmeverluste am elektrothermischen Kniehebelaktor

Wie in den vorigen Abschnitten beschrieben, lassen sich die Wärmeverluste eines elektrothermischen Kniehebelaktors an die Umgebung mit Hilfe entsprechender Wärmeübergangskoeffizienten beschreiben und in Form von Randbedingungen bei der Bestimmung des Temperaturfeldes durch Lösen der Wärmeleitungsgleichung 4.19 berücksichtigen. Daher werden im Folgenden die bisher allgemein betrachteten Wärmetransportmechanismen hinsichtlich ihrer Relevanz für das Verhalten elektrothermischer Kniehebelaktoren untersucht und – sofern erforderlich – entsprechende Übergangskoeffizienten abgeleitet.

Eine Überschlagsrechnung anhand von Gleichung 4.30 zeigt schnell, dass Wärmestrahlung erst für höhere Temperaturen an Bedeutung gewinnt. Für die zu erwartenden Betriebstemperaturen des elektrothermischen Kniehebelaktors unterhalb von 200 °C kann sie im Vergleich zu den übrigen Wärmetransportmechanismen vernachlässigt werden. Dagegen ist zu erwarten, dass der Wärmetransport über die umgebende Luft mit abnehmenden Strukturgrößen aufgrund kleinerer Wärmekapazitäten und steigender Verhältnisse von Oberfläche zu Volumen an Bedeutung gewinnt.

4.4.1 Wärmetransport über die Luft

In der Literatur werden die Auswirkungen der Größenskalierung auf den Wärmetransport im umgebenden Fluid trotz prinzipiellen Verständnisses im Makroskopischen bis heute diskutiert [261]. Gründe hierfür liegen in den komplexen Wechselwirkungen der dünnen Grenzschichten sowie in der relativen Verschiebung der Bedeutung einzelner Einflussfaktoren im Mikrobereich.

Auf der einen Seite wird anhand der dimensionslosen GRASHOF-Zahl argumentiert, dass für kleine Abmessungen mit $Gr \ll 1$ die Konvektion eine vernachlässigbare Rolle spielt und Leitung den Wärmetransport in die Umgebung dominiert. Die GRASHOF-Zahl beschreibt das Verhältnis des Auftriebs eines Fluids zu wirkenden Viskositätskräften. Sie berechnet sich mit der Erdbeschleunigung g , dem volumetrischen Wärmeaus-

dehnungskoeffizienten β , den Temperaturen der Oberfläche T_s und des umgebenden Fluids T_∞ , einer charakteristischen Länge L und der dynamischen Viskosität ν des Fluids nach Gleichung 4.40.

$$Gr = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu^2}, \quad (4.40)$$

Nach den in Tabelle 4.1 für eine Erwärmung von Raumtemperatur auf 395 K exemplarisch berechneten Werten sind die viskosen Kräfte im umgebenden Fluid demnach für die hier betrachteten Aktoren ausreichend groß, um Luftströmungen zu unterbinden. Der Wärmetransport erfolgt stattdessen allein über den Leitungsmechanismus von Luftmolekül zu Luftmolekül.

Tabelle 4.1: Vergleich der GRASHOF-Zahlen für Objekte unterschiedlicher Größe in Luft, berechnet mit Hilfe tabellierter Werte für β , ν bei der mittleren Fluidtemperatur T_F [259]

| | mikro | makro |
|-------------------------|---------------------|------------------|
| charakteristische Länge | 100 μm | 1 m |
| GRASHOF-Zahl | $9,4 \cdot 10^{-3}$ | $9,4 \cdot 10^9$ |

Allerdings zeigt sich empirisch, dass der den Wärmeübergang beschreibende Übergangskoeffizient stark von den charakteristischen Abmessungen der betrachteten Problemstellung abhängt und mit abnehmender Strukturgröße ansteigt [262–265]. Auf diesen Widerspruch wird bereits 1957 von Mahony hingewiesen, der für linienförmige Wärmequellen bei kleinen GRASHOF-Zahlen analytisch zeigt, dass es zwar in der Nähe des beheizten Körpers einen Bereich dominierender Wärmeleitung gibt (Nahfeld), in größerem Abstand allerdings die Konvektion wieder an Bedeutung gewinnt und zu ausgeprägten Strömungen in Form von Luftfahnen, sog. *thermal plumes*, führt (Fernfeld) [266]. Vergleichbare Ergebnisse werden später u. a. von Liñán und Kurdyumov oder Shee und Singh für dünne Drähte präsentiert [267, 268].

Diese Referenzen geben Hinweise auf einen zu erwartenden konduktiv-konvektiven Wärmetransport an den betrachteten elektrothermischen Kniehebelaktoren, sie lassen sich aufgrund der Geometrieunterschiede allerdings nicht direkt auf die vorliegende Problemstellung übertragen. Gleichzeitig sprengt die theoretische Ableitung geeigneter Übergangskoeffizienten den Rahmen dieser Arbeit. Daher wird im Folgenden die experimentelle Untersuchung des Wärmetransports über die Luft diskutiert, wobei vielmehr der quantitative Vergleich zur Wärmestrahlung und -leitung entlang der Struktur und weniger die Differenzierung zugrunde liegender Wirkmechanismen von Interesse ist.

4.4.2 Experimentelle Untersuchung des Wärmetransports

Mit dem Ziel, die bisher getroffenen Annahmen und Vereinfachungen zu verifizieren, wird anhand zweier einfacher Messreihen der relative Anteil der verschiedenen Wärmetransportmechanismen des elektrothermischen Kniehebelaktors ermittelt. Dazu wird jeweils in Luft und im Vakuum die Energiebilanz eines bestromten Prüflings ausgewertet. Die erzeugte JOULE'sche Wärme $\dot{Q}_J = UI$ ist in beiden Fällen gleich der Summe der auftretenden Wärmeverluste durch Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung. Im stationären Gleichgewicht gilt für Luft (I) und Vakuum (II):

$$\begin{aligned} \text{I} : \quad \dot{Q}_{J,\text{Luft}} &= \dot{Q}_{\text{leit}} + \dot{Q}_{\text{konv}} + \dot{Q}_{\text{rad}} \\ \text{II} : \quad \dot{Q}_{J,\text{Vakuum}} &= \dot{Q}_{\text{leit}} + \dot{Q}_{\text{rad}} \end{aligned} \quad (4.41)$$

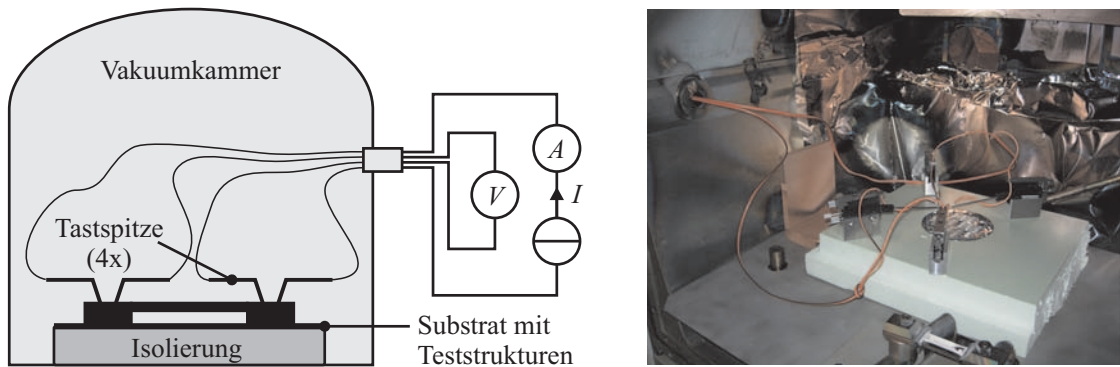


Bild 4.4: Experimentelle Bestimmung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in der Vakuumkammer

Die Messungen werden in der Vakuumkammer einer Aufdampfanlage durchgeführt (Bild 4.4) und der Testwafer zur Minimierung von Wärmeverlusten über den Kammerboden dabei auf einer Styrodur-Isolierung platziert. Zunächst wird bei geöffneter Kammer die Strom-Spannungskennlinie einer Teststruktur aufgenommen. Anschließend wird die Kammer geschlossen, evakuiert und die Struktur erneut vermessen.

Damit Konvektion und Wärmeleitung über die Luft während der zweiten Messung vernachlässigt werden können, muss der Druck in der Kammer ausreichend weit abgesenkt werden. Bild 4.5 zeigt die Druckabhängigkeit des abgeführten Wärmestroms einer beheizten Teststruktur. Ab etwa 10^{-2} Pa wird ein unterer Grenzwert erreicht. Dieser experimentell ermittelte Wert lässt sich mit Hilfe der kinetischen Gastheorie bestätigen, nach der die Art des Wärmetransports in einem Gasvolumen von der mittleren freien Weglänge Λ der Luftmoleküle abhängt. Die freie Weglänge berechnet sich für Luft bei $T = 20^\circ\text{C}$ nach Gleichung 4.42 [269]:

$$\Lambda p \approx 6,67 \cdot 10^{-3} \text{ mPa} \quad (4.42)$$

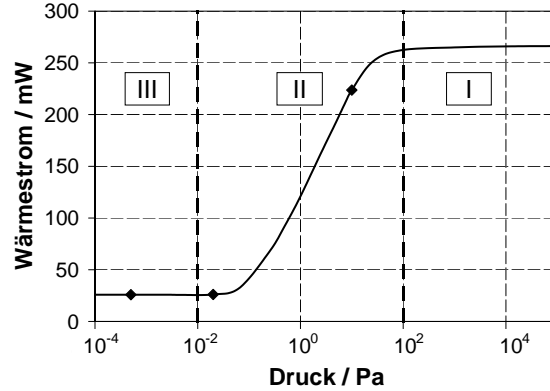


Bild 4.5: Druckabhängigkeit der Wärmeabfuhr: Messpunkte und qualitativer Verlauf

Während im Grobvakuum (Bereich I in Bild 4.5) der Wärmetransport über die Luft dominiert, nimmt er im Feinvakuum (Bereich II) linear mit dem Druck ab, bevor für $p < 10^{-2}$ Pa im Bereich III die mittlere freie Weglänge größer als die relevanten Abmessungen der Vakuumkammer wird. In diesem Fall wird die Wärme im Wesentlichen durch Strahlung abgegeben sowie durch Wärmeleitung entlang der Teststruktur zu den Verankerungspunkten transportiert. Sämtliche Vakuum-Messreihen werden daher bei einem Kammerdruck von 10^{-3} – 10^{-4} Pa aufgenommen.

Aus den gemessenen Strom- und Spannungswerten lässt sich die in der bestromten Struktur umgesetzte Leistung berechnen. Die Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstands nach Gleichung 4.43 liefert bei bekanntem Temperaturkoeffizienten des metallischen Heizfilms α_R die Temperatur des Prüflings.

$$R(T) = R(T_0) (1 + \alpha_R \Delta T) \quad (4.43)$$

Es ergeben sich die in Bild 4.6 dargestellten Verläufe des elektrischen Widerstandes sowie der umgesetzten Leistung in Luft und Vakuum.

Aus der Differenz der an Luft und im Vakuum umgesetzten Leistung $\Delta \dot{Q}_J$ lässt sich der über die Luft transportierte Wärmestrom ermitteln:

$$\begin{aligned} \Delta \dot{Q}_J &= \dot{Q}_{J, \text{Luft}} - \dot{Q}_{J, \text{Vakuum}} \\ &= \dot{Q}_{\text{Luft}} \\ &= \alpha_{\text{Luft}} A_{\text{Luft}} (T_S - T_\infty) \end{aligned} \quad (4.44)$$

Der Anteil der Wärmestrahlung kann über die strahlende Fläche A_{rad} nach Gleichung 4.45 abgeschätzt werden.

$$\dot{Q}_{\text{rad}} = \varepsilon \sigma A_{\text{rad}} (T_S^4 - T_\infty^4) \quad (4.45)$$

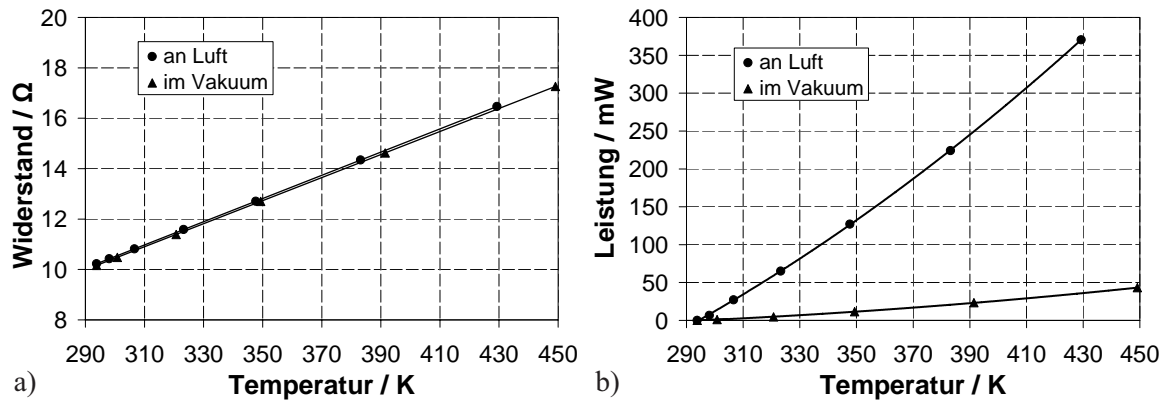


Bild 4.6: Vermessung eines elektrothermischen Aktors in Luft und Vakuum: a) elektrischer Widerstand und b) umgesetzte Leistung in Abhängigkeit der Temperatur

Mit diesem rechnerisch ermittelten Wert ergibt sich durch Subtraktion von der im Vakuum umgesetzten Leistung der Anteil der Wärmeleitung entlang der Struktur:

$$\dot{Q}_{\text{leit,Struktur}} = \dot{Q}_{\text{J,Vakuum}} - \dot{Q}_{\text{rad}} \quad (4.46)$$

Für den vermessenen elektrothermischen Aktor ($l = 10 \text{ mm}$, $b = 300 \text{ }\mu\text{m}$) ergeben sich damit die separierten Wärmeverlustanteile nach Bild 4.7.

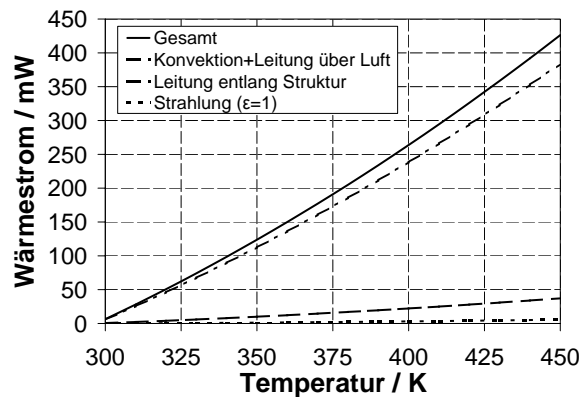


Bild 4.7: Wärmeverluste an einem elektrothermischen Aktor

Es wird deutlich, dass auch beim theoretisch maximal möglichen Emissionsgrad des schwarzen Strahlers $\epsilon = 1$ der Strahlungsanteil tatsächlich nur von untergeordneter Bedeutung ist und somit, wie bereits abgeschätzt, vernachlässigt werden kann. Weiterhin zeigt sich, dass der Wärmetransport über die Luft den dominanten Verlustmechanismus darstellt und in den folgenden Untersuchungen berücksichtigt werden muss. Umstellen von Gleichung 4.44 liefert den mittleren Übergangskoeffizienten:

$$\alpha_{\text{Luft}} = \frac{\Delta \dot{Q}_J}{A_{\text{Luft}} (T_S - T_\infty)} \quad (4.47)$$

Bild 4.8 zeigt den Verlauf des resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten α_{Luft} über der Temperatur. Zu Vergleichszwecken ist auch der Übergangskoeffizient für einen makroskopischen Körper dargestellt. Es wird deutlich, dass der Wärmetransport über die Luft für miniaturisierte Kniehebelaktoren an Bedeutung gewinnt. Die Fehlerbalken beinhalten zum einen die Messungenauigkeit des experimentellen Aufbaus und zum anderen die von den unterschiedlichen Geometrien der vermessenen Aktoren verursachte Streuung.

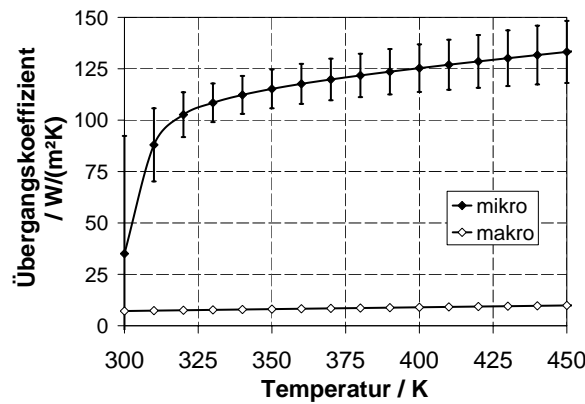


Bild 4.8: Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient α_{Luft} für die experimentell untersuchten elektrothermischen Aktoren

Damit liegen alle zur vollständigen Modellierung des Wärmetransportproblems erforderlichen Informationen vor. Im Folgenden wird jetzt die Untersuchung des Verhaltens elektrothermischer Kniehebelaktoren mittels der Finite-Elemente-Methode beschrieben.

4.5 Elektro-thermo-mechanische Finite-Elemente-Simulation

Die Berechnung der gekoppelten Feldprobleme (*coupled-field* oder *multi-physics simulation*) mittels FEM erfolgt in zwei Schritten (vgl. Bild 4.9). Zunächst wird das elektrothermische Problem gelöst. Hier hängen die elektrischen Materialeigenschaften und damit die sich einstellende Stromverteilung selbst von der Temperatur ab, so dass eine direkt gekoppelte Simulation mit Hilfe spezieller Koppelfeld-Elementtypen durchgeführt wird, um die aus der angelegten Potentialdifferenz resultierende Stromdichteverteilung sowie das durch JOULE'sche Erwärmung hervorgerufene Temperaturfeld zu ermitteln.

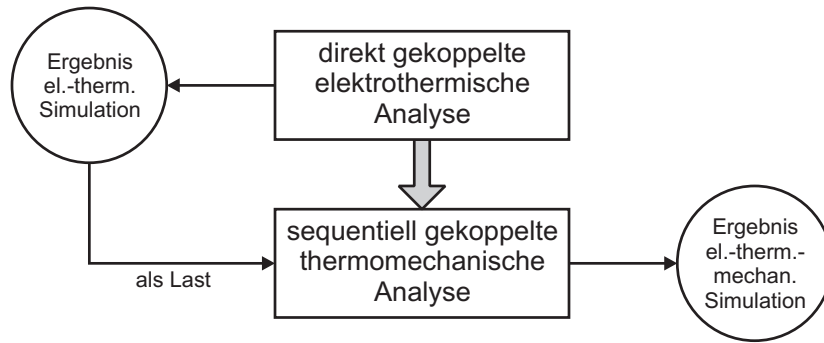


Bild 4.9: Ablauf der elektro-thermo-mechanischen Finite-Elemente-Simulation

Im zweiten Schritt werden im Rahmen einer thermomechanischen Simulation die mechanischen Spannungen und Dehnungen bestimmt, wobei die zuvor bestimmte Temperaturverteilung als Last auf das Modell aufgebracht wird. Die sequentielle Kopplung ist in diesem Fall möglich, da die thermisch induzierten mechanischen Spannungen lediglich eine vernachlässigbare Rückwirkung, z.B. durch innere Materialreibung, auf das Temperaturfeld haben.

Die in Abschnitt 4.3 beschriebenen, gekoppelten Zustandsgleichungen werden vom FE-Programm mit Hilfe der GALERKIN-Methode (*Methode der gewichteten Residuen*) in das finite Gleichungssystem 4.48 überführt.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{C}^T & 0 \\ 0 & \mathbf{C}^\phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{T}}_e \\ \dot{\boldsymbol{\phi}}_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}^T & 0 \\ 0 & \mathbf{K}^\phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{T}_e \\ \boldsymbol{\phi}_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{Q}} + \dot{\mathbf{Q}}^j \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} \quad (4.48)$$

Dabei werden die Zustandsgrößen Temperatur T und elektrisches Potential ϕ innerhalb der finiten Elemente mit Hilfe der Elementansatzfunktionen \mathbf{N} , in der Regel als Polynome ersten oder zweiten Grades, angenähert:

$$T = \mathbf{N} \cdot \mathbf{T}_e \quad (4.49)$$

$$\phi = \mathbf{N} \cdot \boldsymbol{\phi}_e \quad (4.50)$$

In Gleichung 4.48 sind \mathbf{C}^T , \mathbf{C}^ϕ , \mathbf{K}^T , \mathbf{K}^ϕ die materialabhängigen Koeffizientenmatrizen. Der Wärmestromvektor $\dot{\mathbf{Q}}$ beinhaltet Beiträge aus Konvektion und Strahlung, von expliziten Wärmestrom-Randbedingungen an den Knoten sowie aller weiteren Wärmequellen außer den elektrischen Verlusten. Diese werden über den primären Koppelterm $\dot{\mathbf{Q}}^j$ berücksichtigt. In die Knoten fließende elektrische Ströme werden im Stromvektor \mathbf{I} zusammengefasst. Einen weiteren Beitrag zur Kopplung liefert die Temperaturabhängigkeit des in der elektrischen Koeffizientenmatrix \mathbf{K}^ϕ enthaltenen elektrischen Widerstandes. Aus der Summe der finiten Gleichungssysteme aller Elemente des Netzes wird die globale Matrix-Gleichung gebildet.

Sind auch die thermophysikalischen Materialeigenschaften temperaturabhängig, so wird das resultierende Gleichungssystem nichtlinear. Die Lösung kann in diesem Fall nicht in einem Schritt erreicht werden, sie wird dann iterativ nach dem modifizierten NEWTON-RAPHSON-Verfahren ermittelt [270]. Durch Einsatz des *Line-Search*-Algorithmus² werden dabei Oszillationen des Solvers aufgrund der Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes verhindert und so die Konvergenz sichergestellt. Das Ergebnis sind die Temperaturen und elektrischen Potentiale der freien Knoten bzw. die Reaktionsgrößen in Form von Wärme- oder elektrischen Strömen an Knoten mit eingeschränkten Freiheitsgraden. Auf die Herleitung der Koeffizientenmatrizen sowie eine ausführliche Beschreibung des Lösungsverfahrens wird an dieser Stelle verzichtet und stattdessen auf entsprechende Literatur verwiesen [270–273].

Die thermomechanische Kopplung wird im zweiten Schritt dadurch erreicht, dass die errechneten Temperaturen als Randbedingungen auf die jeweiligen Knoten des strukturmechanischen Netzes übertragen werden, das um die erforderlichen mechanischen Lagerbedingungen und externen Kräfte ergänzt wird. Es ist jetzt, ggf. unter Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearitäten in Folge starker Verformungen, das finite Gleichungssystem 4.51 zu lösen.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_e \\ \ddot{\mathbf{T}}_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{C}^u & 0 \\ 0 & \mathbf{C}^T \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{u}}_e \\ \dot{\mathbf{T}}_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}^u & 0 \\ 0 & \mathbf{K}^T \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{u}_e \\ \mathbf{T}_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F} \\ \mathbf{Q} \end{bmatrix} \quad (4.51)$$

Für den stationären Fall verschwinden in Gleichung 4.48 und 4.51 jeweils die zeitlichen Ableitungen der Zustandsgrößen $\phi_e, \mathbf{T}_e, \mathbf{u}_e$.

Im Folgenden wird die statische und dynamische Finite-Elemente-Simulation elektrothermischer Kniehebelaktoren aus SU-8 mit dem FE-Programm ANSYS® beschrieben. Dazu wird zunächst das zugrunde liegende Modell erläutert und dann im Anschluss die wesentlichen Ergebnisse vorgestellt.

4.5.1 Modellierung

Die Genauigkeit der Ergebnisse beim Einsatz der Finite-Elemente-Methode als ingenieurmäßigem Näherungswerkzeug hängt von

- den gewählten Elementtypen,
- der Feinheit des Netzes,
- den Materialeigenschaften sowie
- der numerischen Genauigkeit der Rechnung

als wesentlichen Einflussfaktoren ab. Trotz Kummulierung von Fehlern durch schlechte Vernetzung, ungeeignete Elementformulierung oder Ungenauigkeiten des Gleichungslösers ist die FE-Methode bei geeigneter Idealisierung der Problemstellung durch den

²APDL-Befehl: LNSRCH, ON

Anwender und hinreichend bekannten Materialeigenschaften eines der genauesten Verfahren zur Berechnung technischer Problemstellungen [271].

Modelldimension

Aufgrund der einfachen Geometrie elektrothermischer Kniehebelaktoren werden diese bei der FE-Simulation häufig mittels ein- oder zweidimensionaler Modelle abgebildet, um den Rechenaufwand gering zu halten. In der Regel handelt es sich bei den auf diese Weise untersuchten Aktoren um nur wenige Mikrometer dicke, in Oberflächenmikromechnik gefertigte Strukturen aus (Poly-)Silizium oder Metall, deren homogene Temperaturverteilung über dem Querschnitt das vereinfachte Modell rechtfertigt (vgl. Bild 4.10 a).

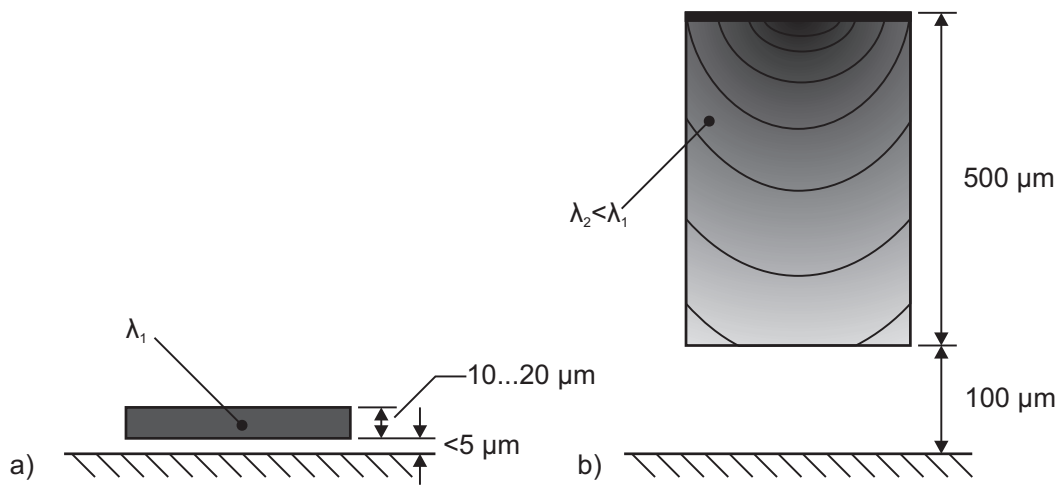


Bild 4.10: Vergleich der Größenverhältnisse elektrothermischer Aktoren:
a) Oberflächenmikromechanik, b) UV-Tiefenlithographie

Die Zulässigkeit solcher Vereinfachungen lässt sich mit Hilfe der dimensionslosen BIOT-Zahl $Bi = \frac{\alpha L}{\lambda}$ überprüfen. Für $Bi \ll 0,1$ ist der innere Wärmeleitwiderstand sehr viel kleiner als der Widerstand gegenüber der Wärmeabgabe an das umgebende Fluid, so dass von einer gleichförmigen Temperaturverteilung innerhalb des Körpers ausgegangen werden kann. Der Fehler einer Dimensionsreduktion ist somit vernachlässigbar [259].

Wie in Abschnitt 4.4.1 bereits gezeigt wurde, gewinnt bei den betrachteten Aktoren aus SU-8 aufgrund des niedrigen Wärmeleitwerts des polymeren Werkstoffs sowie der vergleichsweise großen Schicht- und Luftspaltdicken der Wärmetransport über die umgebende Luft an Bedeutung. Nach Anhang C.5 ergeben sich damit BIOT-Zahlen $Bi > 0,1$, so dass innere Temperaturgradienten nicht vernachlässigt werden können (Bild 4.10 b). Für die Finite-Elemente-Simulation wird daher das in Bild 4.11 dargestellte, dreidimensionale Modell, bestehend aus dem Siliziumsubstrat, der Aktorstruktur samt Heizfilm sowie der umgebenden Luft, erstellt.

Das Luftvolumen bildet dabei die konduktiven Wärmeverluste ab. Es ermöglicht darüberhinaus den Wärmeaustausch zwischen benachbarten Strukturteilen, wie z. B. den einzelnen Armen des Dreifach-Aktors in Bild 4.11 b. Der konvektive Anteil des Wärmetransports wird über eine entsprechende Randbedingung auf der Oberseite des Modells berücksichtigt.

Geometrie

Im Rahmen der statischen Simulation werden die funktionsbestimmenden Abmessungen mit Hilfe der ANSYS®-spezifischen Programmiersprache APDL systematisch variiert, um ihren Einfluss auf das Aktorverhalten zu ermitteln. Tabelle 4.2 zeigt den Wertebereich der variierten Abmessungen.

Tabelle 4.2: Variation der Aktorabmessungen bei der Simulation

| Abmessung | Formelzeichen | Werte |
|-----------|--------------------------|---|
| Länge | l_{Aktor} | 6 mm, 8 mm, 10 mm |
| Breite | b_{Aktor} | 200 μm , 300 μm , 400 μm |
| Winkel | φ_{Aktor} | 4°, 6°, 8° |

Die Geometrie des verwendeten Aktormodells mit den wichtigsten Abmessungen ist in Bild 4.12 dargestellt.

4.5.2 Elementauswahl und Vernetzung

Bei der Wahl von Elementgeometrie und -ansatzfunktion ist der Einfluss auf das Konvergenzverhalten sowie die erforderliche Rechenleistung zu beachten. Strukturmechanische Berechnungen konvergieren bei Verwendung von Viereck- oder Quader-Elementen linearer Ansatzfunktion deutlich schneller als Dreieck bzw. Tetraeder- oder Prismen-Elemente. Bei quadratischem Ansatz treten dagegen nur noch geringfügige

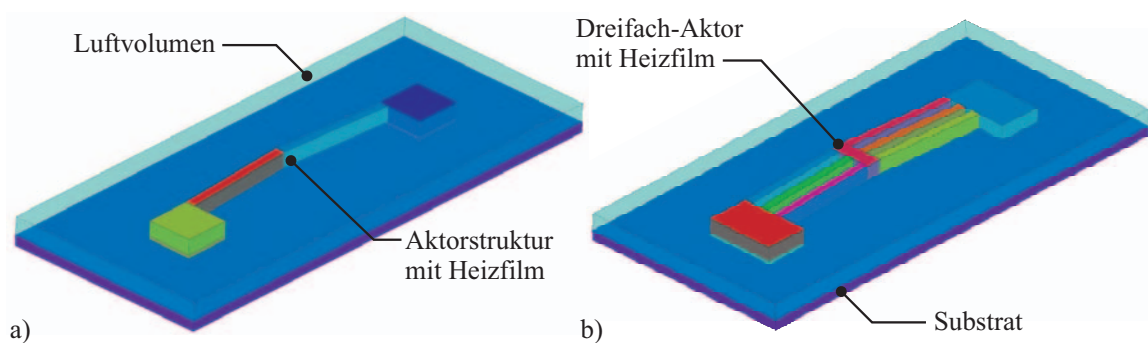


Bild 4.11: Volumenmodelle: a) einfacher Kniehebelaktor, b) Dreifach-Aktor mit luftgefüllten Zwischenräumen

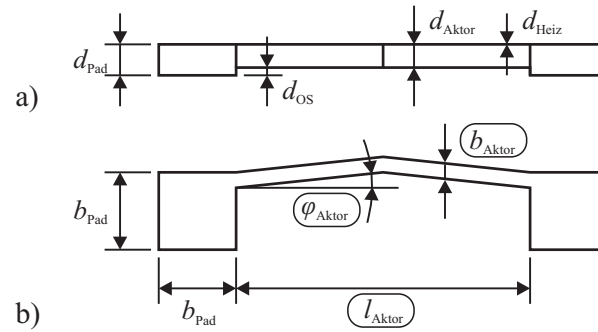


Bild 4.12: Geometrie des simulierten Kniehebelaktors (eingerahmte Maße variiert):
a) Seitenansicht, b) Draufsicht

Konvergenzunterschiede auf. Für Anwendungsfälle mit hohen Genauigkeitsanforderungen bezüglich abgeleiteter Größen, wie mechanischen Spannungen oder Wärmeströmen, sind daher zumindest quadratische Dreiecks- bzw. Tetraeder-Elemente zu wählen. Für Viereck- oder Hexaeder-Elemente dagegen sind lineare Ansatzfunktionen oftmals ausreichend [271, 272].

Bei der direkt gekoppelten elektrothermischen Simulation sind vor allem die Knotentemperaturen als primäre Unbekannte von Interesse und Elemente höherer Ansatzfunktion daher von geringerer Bedeutung [273]. Die dünne Heizschicht wird dementsprechend bei fester Elementteilung mit regelmäßigen Vierecken vernetzt (*mapped mesh*). Dazu werden lineare, rechteckige Schalenelemente (SHELL157) mit den Freiheitsgraden Temperatur und elektrisches Potential verwendet. Das resultierende, flächige Netz wird dann auf das darunterliegende Aktorvolumen übertragen. Abschließend erfolgt die automatisierte Vernetzung (*free mesh*) des Substrates und des berücksichtigten Luftvolumens mit tetraedrischen Volumenelementen (SOLID70). Bild 4.13 zeigt den Aufbau des Modells, das sich aus dem elektrothermischen Aktor samt Heizschicht, dem Substrat und dem umgebenden Luftvolumen zusammensetzt.

Für die Aktorstruktur kommen lineare Hexaeder-Elemente (SOLID70) zum Einsatz, die sich im Laufe der sequentiellen Analyse automatisch durch entsprechende Elementtypen der Strukturmechanik (SOLID45) ersetzen lassen³. Gleichzeitig werden die elektrothermischen Schalenelemente gegen ihre strukturmechanischen Pendanten getauscht (SOLID63). Substrat und Luft haben keinen Einfluss auf den thermomechanischen Teil des Problems, so dass sie im zweiten Teil der Simulation entfernt werden.

Wie aus Bild 4.14 deutlich wird, sind sowohl für die Bestimmung der Aktortemperatur, als auch für die Ermittlung der resultierenden Auslenkung die gewählten linearen Elemente ausreichend. Der Fehler bleibt im Vergleich zu quadratischen Elementen mit 2,63% sehr gering. Damit lässt sich der erforderliche Rechenaufwand für das beschrie-

³APDL-Befehl: ETCHG, TTS

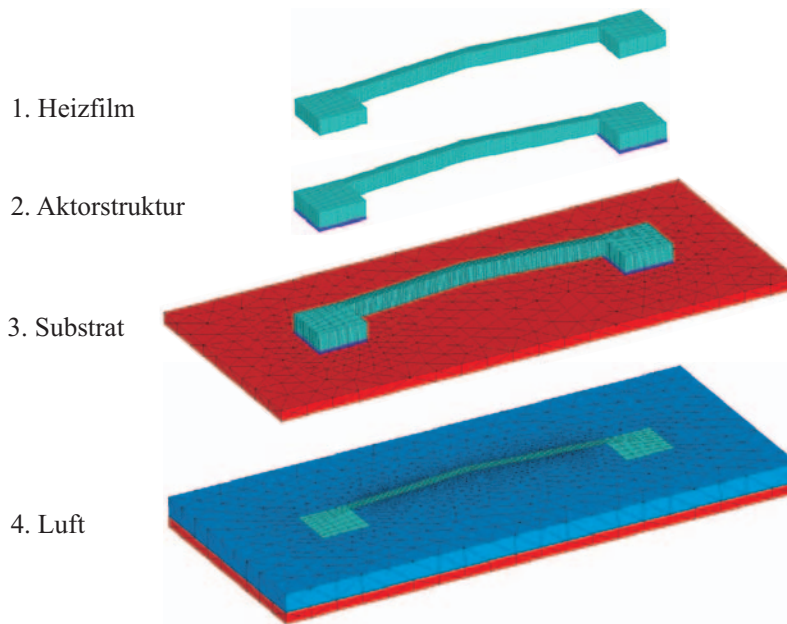


Bild 4.13: Finite-Elemente-Netz des elektrothermischen Aktors

bene Modell des Kniehebelaktors mit 12.000 elektrothermischen bzw. 1.650 thermo-mechanischen Elementen im Vergleich zum Einsatz quadratischer Ansatzfunktionen deutlich reduzieren (vgl. Bild 4.15).

Um zu überprüfen, ob die Diskretisierung des Modells ausreichend fein ist, wird eine Konvergenzanalyse durchgeführt. Dazu werden die Änderungen der maximalen Temperatur sowie der Leerlaufauslenkung des elektrothermischen Aktors ebenso wie die

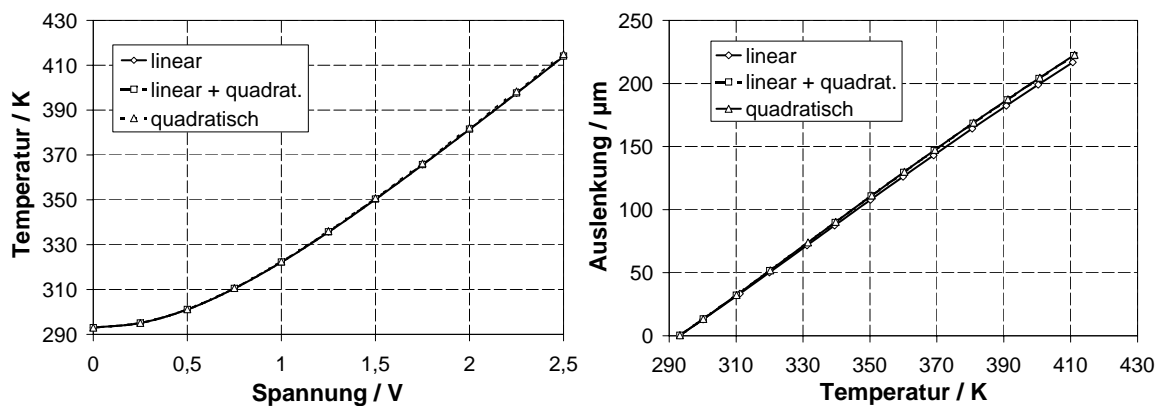


Bild 4.14: Einfluss des Polynomgrades der Elementansatzfunktion (linear oder quadratisch) für Temperatur und Verschiebung auf das Ergebnis der Simulation

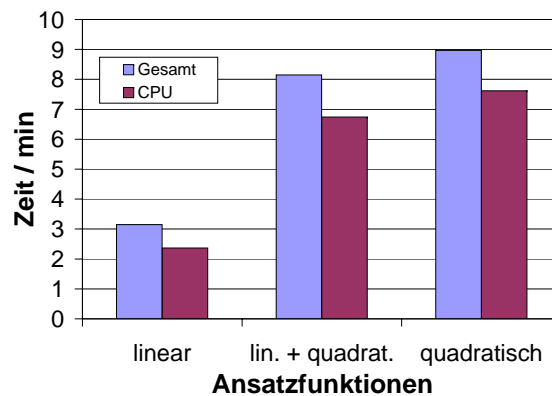


Bild 4.15: Einfluss der Elementansatzfunktion auf die Rechenzeit

erforderliche Rechenzeit in Abhängigkeit der Elementzahl des verwendeten FE-Netzes beobachtet. Bild 4.16 zeigt, dass sich sowohl Temperatur als auch Auslenkung mit steigender Elementzahl einem festen Wert annähern. Gleichzeitig steigen CPU-Belastung und Speicherplatzbedarf überproportional an, so dass ein Kompromiss zwischen erreichbarer Rechengenauigkeit und erforderlicher Rechenzeit zu finden ist. Tabelle 4.3 fasst die verwendeten Elementtypen zusammen.

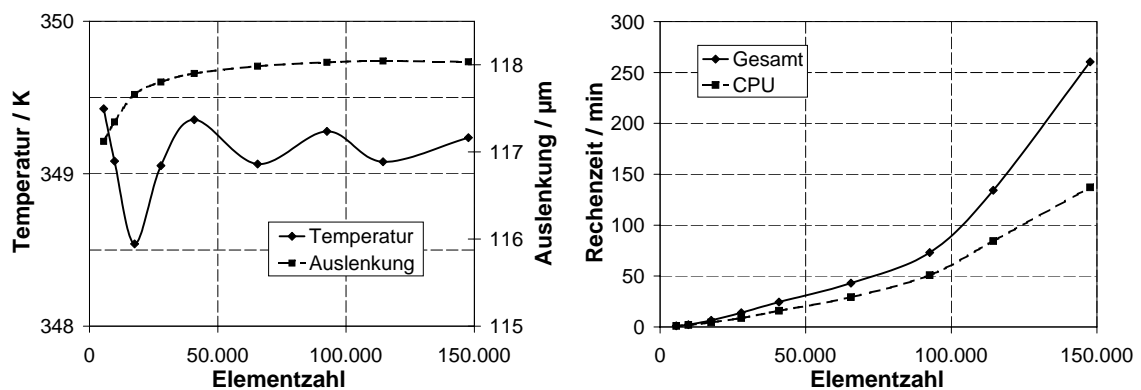
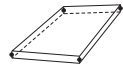
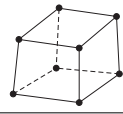
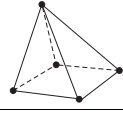
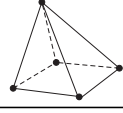
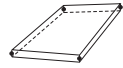
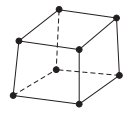


Bild 4.16: Einfluss der Elementzahl auf Ergebnis und Rechenzeit

4.5.3 Materialeigenschaften

Aufgrund ihrer starken Prozessabhängigkeit haben die Materialeigenschaften des verwendeten SU-8 besonderen Einfluss auf das Ergebnis der Simulation. Vor allem Elastizitätsmodul und thermischer Ausdehnungskoeffizient wirken sich auf das Verhalten der Aktoren aus. Daher wird an dieser Stelle nicht auf Literaturangaben sondern auf experimentell ermittelte Werte zurückgegriffen (vgl. Abschnitt 2.3.1). Während der

Tabelle 4.3: Übersicht der verwendeten ANSYS®-Elemententypen

| Modellteil | Elementtyp | Freiheitsgrad | Geometrie |
|-----------------------------|----------------------------------|--------------------------------|---|
| elektro-thermische Kopplung | | | |
| Heizfilm | SHELL157 | TEMP, VOLT |  |
| Aktorstruktur | SOLID70 | TEMP |  |
| Substrat | SOLID70 | TEMP |  |
| Luft | SOLID70 | TEMP |  |
| thermo-mechanische Kopplung | | | |
| Heizfilm | SHELL63 | UX, UY, UZ ROTX, ROTY, ROTZ |  |
| Aktorstruktur | SOLID95 | UX, UY, UZ |  |
| Substrat | als Randbedingung berücksichtigt | | |
| Luft | nicht modelliert | | |

Elastizitätsmodul nur als konstanter Wert berücksichtigt werden kann, wird der Ausdehnungskoeffizient als quadratische Funktion der Temperatur hinterlegt.

Einen weiteren Einfluss haben die bei der Prozessierung von SU-8 unweigerlich entstehenden thermischen Spannungen im SU-8, die zu einer Vorverformung der erzeugten Strukturen nach Entfernen der Opferschicht führen. Zur Berücksichtigung dieses Effekts wird in der strukturmechanischen Simulation die Referenztemperatur, bei der thermische Dehnungen verschwinden, angepasst. Für die thermischen Dehnungen gilt

$$\varepsilon(T) = (\alpha_{\text{SU-8}}(T) - \alpha_{\text{Si}}(T)) (T - T_{\text{ref}}). \quad (4.52)$$

Die Spannungen entstehen hauptsächlich nach dem Postbake beim Abkühlen auf Raumtemperatur. Im Bereich der Postbake-Temperatur $T_{\text{PEB}} = 95^\circ\text{C}$ sind sie dagegen minimal (vgl. Abschnitt 2.2 und 2.3). Das Abkühlen erfolgt bewusst sehr langsam, um soweit möglich Spannungsrelaxation zu erlauben. Daher wird für die Referenztemperatur ein reduzierter Wert von $T_{\text{ref}} = 65^\circ\text{C}$ gewählt. Dieser Modellierungsansatz stellt

eine bewusste Vereinfachung dar, der zum Ziel hat, das komplexe, thermisch getriebene Vernetzungsverhalten des polymeren Werkstoffs sowie die daraus resultierende Beeinflussung des mechanischen Verhaltens zu berücksichtigen.

Der spezifische Widerstand des aufgedampften Aluminium-Heizfilms wird mittels Vierpunkt-Messung bzw. Van-der-Pauw-Teststrukturen [274, 275] untersucht, da für dünne Schichten mit Abweichungen von den Eigenschaften des Bulk-Materials zu rechnen ist. Details zur Bestimmung des spezifischen Widerstands finden sich in Anhang E. Bezüglich des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstandes stimmt die Literaturangabe gut mit den experimentellen Ergebnissen überein (vgl. Bild 4.6). Für die thermische Leitfähigkeit von Aluminium lässt sich zeigen, dass die Temperaturabhängigkeit nur geringen Einfluss auf das Ergebnis hat. Sie kann daher zugunsten reduzierter Rechenzeit als konstanter Wert der Literatur entnommen werden [276].

Die temperaturabhängigen thermophysikalischen Eigenschaften der Luft sind vielfältig untersucht und können aus den umfangreichen Tabellen der entsprechenden Fachliteratur entnommen werden [259, 276]. Für die thermische Leitfähigkeit der Luft lässt sich die Temperaturabhängigkeit in Form eines Polynoms dritten Grades aus den tabellierten Werten ableiten.

Die für die dynamische Simulation erforderlichen Wärmekapazitäten und Dichten werden ebenfalls der Literatur entnommen und temperaturunabhängig als konstante Größen implementiert. Gleiches gilt für die Materialeigenschaften des Siliziumsubstrats. Eine vollständige Übersicht der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Materialparameter ist in Anhang D zusammengefasst.

4.5.4 Randbedingungen und Lasten

Für die elektrothermische Simulation werden die in Bild 4.17 a gezeigten Randbedingungen berücksichtigt: Die Ansteuerung erfolgt über eine an den Anschluss pads vorgegebene elektrische Spannung. Die Substratunterseite wird konstant auf Umgebungstemperatur gelegt. Dabei wird die thermische Masse des Siliziumsubstrats in Kontakt mit einem Wafer-Chuck als ausreichend groß angenommen, um sie als ideale Wärmesenke modellieren zu können.

Auf die Oberseite des vernetzten Volumens wird eine thermische Flächenlast aufgebracht, die den konvektiven Wärmetransport in die entferntere Umgebung der Temperatur T_0 modelliert. Der entsprechende Übergangskoeffizient ergibt sich aus dem experimentell ermittelten, mittleren Wärmeübergangskoeffizienten nach Bild 4.8 unter Berücksichtigung des Wärmestroms der durch das modellierte Luftvolumen zum Substrat geleitet wird. Bild 4.18 zeigt die für die Simulation verwendeten Werte in Abhängigkeit der Temperatur.

Der thermomechanische Teil der Simulation, für den die Knotenverschiebungen an den Einspannstellen fixiert werden (vgl. Bild 4.17 b), umfasst dann mehrere Lastfälle. Zunächst wird der gesamte Aktor auf Raumtemperatur gebracht, um nach Gleichung 4.52 die Vorverformung durch innere Spannungen zu ermitteln. Anschließend

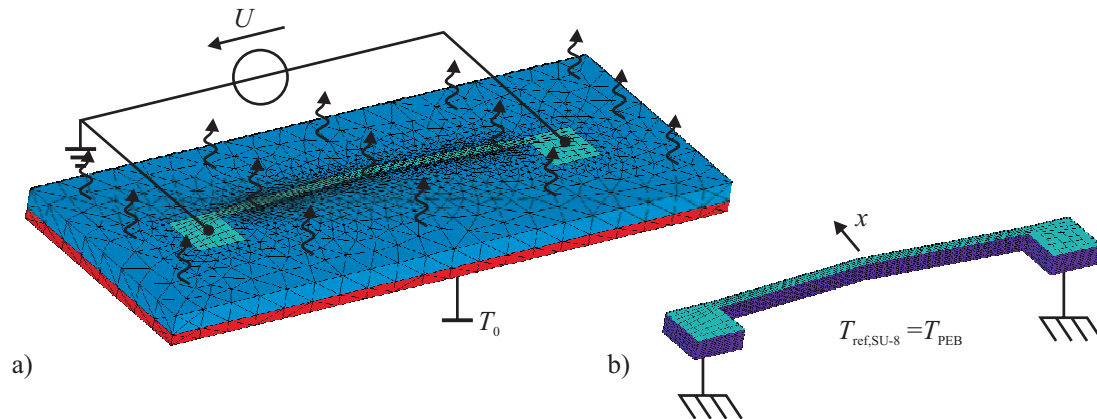


Bild 4.17: Randbedingungen und Lasten der FE-Simulation: a) elektrothermische Simulation, b) thermomechanische Simulation

wird die Leerlaufauslenkung des unbelasteten Aktors berechnet, bevor zur Bestimmung der Kraft-Weg-Kennlinie in einer Reihe von Zwischenschritten definierte Auslenkungslasten an der Aktorspitze aufgebracht werden. Auf diese Weise lassen sich alle für das Aktorverhalten relevanten Kenngrößen sequentiell in einem Simulationslauf berechnen.

4.5.5 Simulationsergebnisse

Als Ergebnis der FE-Rechnung erhält man die durch Anlegen der elektrischen Spannung hervorgerufenen Ströme, Temperaturen und Auslenkungen. Darüberhinaus lassen sich die an eingespannten Knoten hervorgerufenen Reaktionskräfte auswerten. Bild 4.19 zeigt die Temperaturverteilung am elektrothermischen Kniehebelaktor. Die

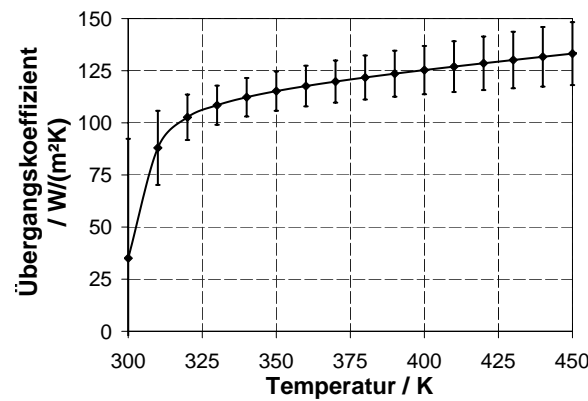


Bild 4.18: Experimentell ermittelter Wärmeübergangskoeffizient für elektrothermische Kniehebelaktoren

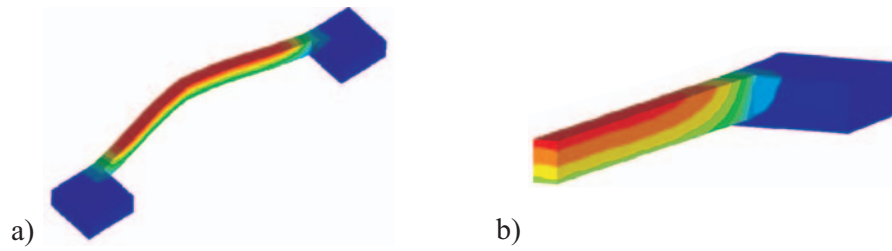


Bild 4.19: Temperaturverteilung am elektrothermischen Kniehebelaktor

erwarteten Temperaturgradienten innerhalb der polymeren Aktorstruktur sind deutlich zu erkennen.

Neben der Vorverformung durch innere Spannungen und der Leerlaufauslenkung werden für alle Zwischenschritte die Reaktionskräfte an der Aktorspitze ausgewertet und über der jeweils wirkenden Auslenkungslast aufgetragen. Es ergibt sich die Kraft-Weg-Kennlinie des Aktors samt der Blockierkraft als wesentliches Ergebnis. Bild 4.20 zeigt beispielhaft das Aktorverhalten für Extremwerte der untersuchten Abmessungen. Während kurze und breite Aktoren für kleine bis mittlere Spannungen noch annähernd lineares Verhalten zeigen, neigen lange und dünne Aktoren schnell dazu, unter Last einzuknicken. Dadurch ergibt sich eine stark nichtlineare Kraft-Weg-Charakteristik.

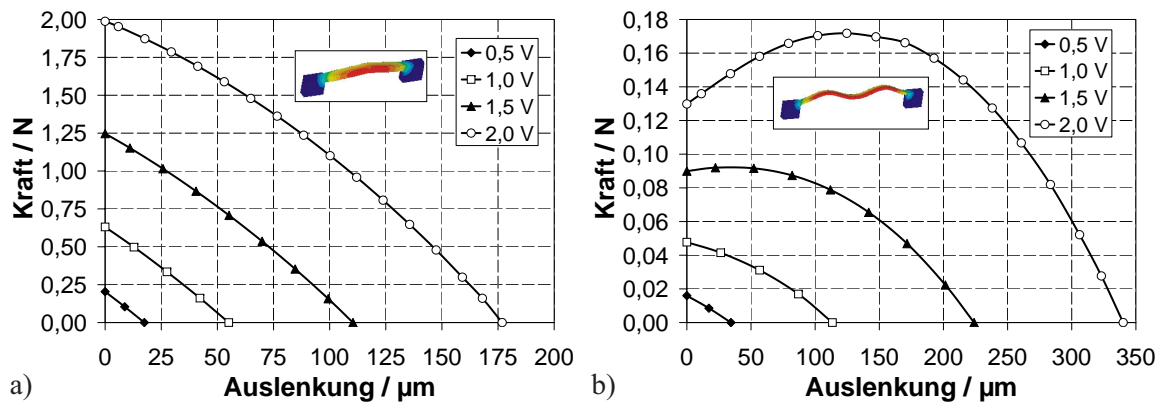


Bild 4.20: Kraft-Weg-Kennlinien für Extremwerte der untersuchten Aktorgeometrien: a) kurzer, breiter Aktor ($l = 6 \text{ mm}$, $b = 400 \text{ µm}$, $\varphi = 8^\circ$); b) langer, schmaler Aktor ($l = 10 \text{ mm}$, $b = 200 \text{ µm}$, $\varphi = 4^\circ$)

Für die dynamische Untersuchung lässt sich das Modell weiter vereinfachen: Da die thermischen Zeitkonstanten das Verhalten über der Zeit dominieren, ist eine elektrothermische Simulation ausreichend, um die dynamischen Eigenschaften der Aktoren zu untersuchen. Bild 4.21 a zeigt die Temperaturantwort auf Rechteck-Anregungen unterschiedlicher Amplitude und Frequenz. Mit steigender Frequenz nimmt die Temperaturamplitude ab, während sich gleichzeitig eine statische Offset-Temperatur ein-

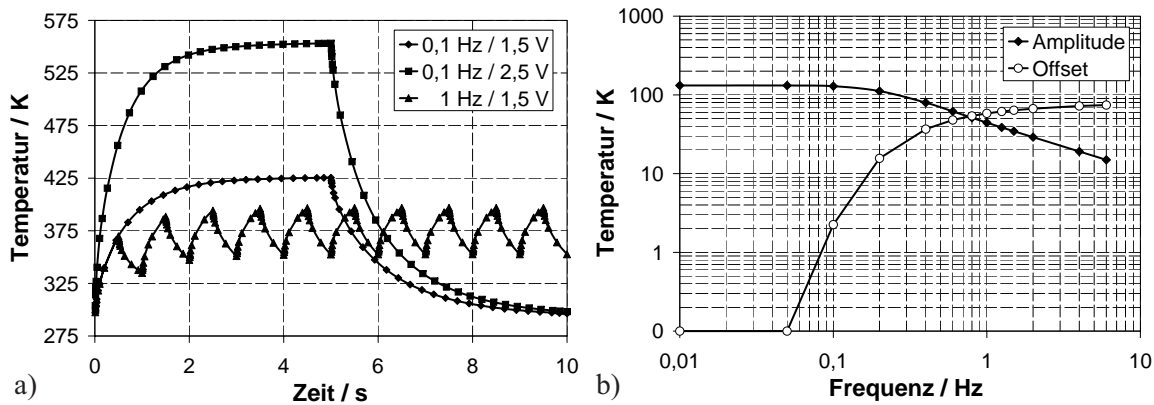


Bild 4.21: Dynamisches Verhalten eines elektrothermischen Kniehebelaktors ($l = 8 \text{ mm}$, $b = 300 \mu\text{m}$, $\varphi = 4^\circ$): a) Temperaturantwort auf verschiedene Rechteck-Anregungen, b) frequenzabhängige Darstellung

stellt, sobald die eingebrachte Wärme bedingt durch die thermische Zeitkonstante in den Bestromungspausen nicht mehr abgeführt werden kann.

4.6 Messtechnische Charakterisierung

Die elektrische und mechanische Charakterisierung der prozessierten Aktoren erfolgt, analog zur Prüfung integrierter Schaltkreise in der Mikroelektronik, im Waferverbund. Hierzu wurde im Rahmen einer Diplomarbeit [277] ein Messplatz zur automatisierten Vermessung statischer und dynamischer Aktorbewegungen in der Ebene entwickelt. Gleichzeitig werden Aktorstrom und -spannung sowie daraus abgeleitet die umgesetzte Leistung und der elektrische Widerstand der Heizschicht erfasst. Bei Kenntnis des Temperaturkoeffizienten des Widerstands lässt sich zusätzlich auf die mittlere Aktortemperatur schließen. Im Folgenden wird der Aufbau des Messplatzes und der Ablauf der Messungen dargestellt sowie ein Vergleich der Messergebnisse mit der FE-Simulation aus Abschnitt 4.5 angestellt.

4.6.1 Aufbau des Messplatzes

Der entwickelte Messplatz basiert auf einem Wafer-Prober (Electrogas 2001X) mit elektromagnetisch positionierbarem Chuck zur Probenaufnahme. Die Aktorbewegung wird durch ein Lichtmikroskop mit einstellbarer Vergrößerung von einer hochauflösenden CCD-Kamera berührungslos erfasst, die Bildinformationen zur Auswertung mittels Mustererkennungsverfahren unter LabVIEW an einen PC (AMD Athlon 64 3500+, 4 GB RAM) übertragen. Tabelle 4.4 fasst die wichtigsten Daten der Kamera zusammen.

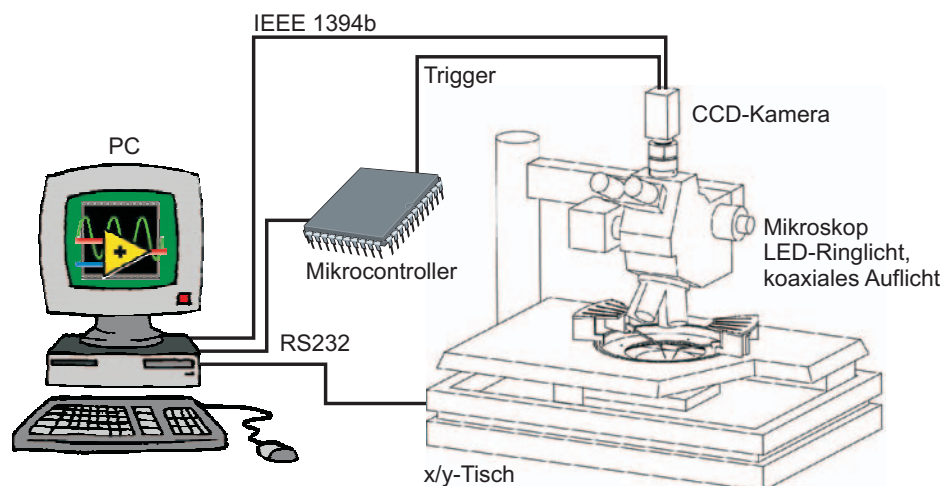
Tabelle 4.4: Technische Daten der digitalen Kamera (AVT Pike F-421B)

| Eigenschaft | Wert |
|-------------------------------|--------------------------------|
| Anzahl Bildpunkte | 2048×2048 |
| Bildrate (bei max. Auflösung) | bis 15 fps |
| Pixelfläche | $7,4 \times 7,4 \mu\text{m}^2$ |
| Graustufenquantisierung | 8...14 bit |
| Schnittstellen | IEEE 1394a+b |

Die Auslösung der Bildaufnahme erfolgt in Echtzeit durch einen externen Mikrocontroller. Zur Ansteuerung der elektrothermischen Aktoren wird eine programmierbare Stromquelle eingesetzt. Bild 4.22 zeigt eine schematische Darstellung des Aufbaus [277, 278].

Neben der Kamera hat die Art der eingesetzten Beleuchtung den größten Einfluss auf die Qualität der aufgenommenen Bilder und damit der Messergebnisse. Diese ist daher immer an die jeweilige Messaufgabe anzupassen. Der entwickelte Messplatz ermöglicht wahlweise den Einsatz von koaxialem Auflicht oder Dunkelfeldbeleuchtung mit einem LED-Ringlicht.

An die zur Kontaktierung der Prüflinge verwendeten Tastspitzen werden widersprüchliche Anforderungen gestellt: Zum einen hilft eine möglichst scharfe Spitze auch bei geringen Kontaktkräften eventuell vorhandene Oxidschichten zu durchdringen. Dabei besteht allerdings die Gefahr, dass die dünne Metallisierung durchstoßen wird, und die Nadel in das vergleichsweise weiche SU-8 eindringt. Der Durchmesser sollte möglichst klein sein, damit die Kontaktpads klein gehalten und ggf. mehrere Spitzen

**Bild 4.22:** Messplatz zur Charakterisierung elektrothermischer Aktoren

platziert werden können. Der Einsatz von Kontaktfederstiften ermöglicht hier einen Kompromiss bei annähernd konstanten Kontaktkräften.

Aktorstrom und -spannung werden von einem PC-gesteuerten Messstellenumschalter mit integriertem Digital-Multimeter (HP Data Acquisition Unit 34970A) mit einer Messgenauigkeit von 0,5 mV erfasst. Aus diesen Größen lassen sich die umgesetzte Leistung sowie der elektrische Widerstand ableiten. Um den Einfluss von Kontakt- und Leitungswiderständen zu eliminieren, erfolgt die Messung der elektrischen Kenngrößen in Vier-Punkt-Anordnung nach Bild 4.23.

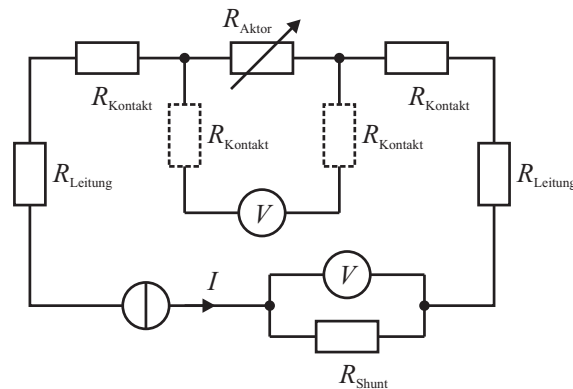


Bild 4.23: Vier-Punkt-Messung der elektrischen Größen Strom und Spannung am elektrothermischen Aktor

Für die Temperaturmessung wurden unterschiedliche Messprinzipien untersucht:

- IR-Thermographie
- Einsatz von Thermoelementen
- Auswertung des elektrischen Aktorwiderstandes

Versuche zur IR-Thermographie am Fachgebiet Technische Thermodynamik der TU Darmstadt (Bild 4.24 a) liefern aufgrund der unbekannten Emissionsfaktoren der Prüflingsoberflächen nur qualitative Aussagen und werden angesichts der erforderlichen Kalibration nicht weiter verfolgt. Beim Einsatz von NiCrNi-Thermoelementen (Typ K, 10 bzw. 130 μm Drahtdurchmesser, vgl. Bild 4.24 b) erweisen sich Handling und thermischer Kontakt als kritisch und schlecht reproduzierbar. Daher wird für die Temperaturmessung trotz mangelnder örtlicher Auflösung und geringerer Genauigkeit die Widerstandsänderung des Aktorheizfilms ausgewertet.

Für die verwendeten Aluminium-Heizfilme kann, wie Bild 4.6 verdeutlicht, von einem näherungsweise linearen Zusammenhang zwischen spezifischen elektrischen Widerstand und der Temperatur ausgegangen werden. Es gilt

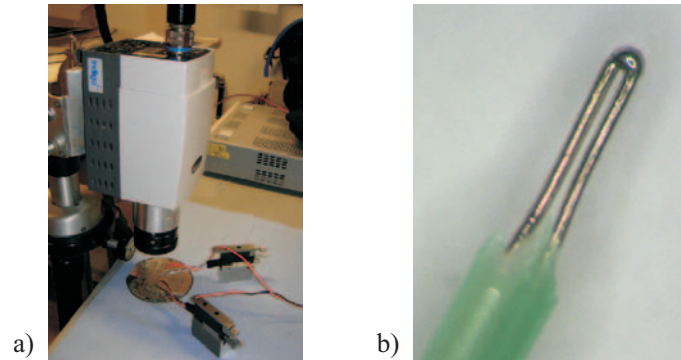


Bild 4.24: Temperaturmessung: a) Versuch zur IR-Thermographie; b) Thermoelement (Typ K), Drahtdurchmesser $130\ \mu\text{m}$

$$\rho_e(T) = \rho_{e,0} \left(\alpha(T)(T - T_0) + \underbrace{\beta(T - T_0)^2}_{\approx 0} \right). \quad (4.53)$$

Damit ist es bei bekanntem Temperaturkoeffizienten möglich, von der gemessenen Widerstandsänderung auf die Temperatur des Aktors zurückzuschließen.

4.6.2 Ablauf der Messung und Signalverarbeitung

Die Bestimmung der Aktorauslenkung erfolgt durch Wiederfinden eines vor Beginn der Anregung gespeicherten Bildausschnitts (*Template*) innerhalb der zum Messzeitpunkt gemachten Aufnahme. Dazu wird das Template pixelweise über das auszuwertende Bild bewegt und dabei für jede Position die Kreuzkorrelationsfunktion der Grauwerte bestimmt, die bei Übereinstimmung ihren Maximalwert annimmt [279]. Aus der ermittelten Pixel-Position des Templates bei Anregung lässt sich nach Kalibration der Vergrößerung des Systems die gesuchte Aktorauslenkung in Mikrometern errechnen. Die Grundlagen zu dieser Mustererkennung sind in Anhang F zusammengefasst.

Bei der Analyse dynamischer Bewegungen wird die maximale, noch auswertbare Aktorfrequenz durch die Bildrate der Kamera f_{Kamera} definiert, die sich aus der für das Auslesen des CCD-Sensors und die Datenübertragung zum PC benötigte Zeit T_{Kamera} ergibt. Die bei kontinuierlicher Abtastung nach dem NYQUIST-SHANNON'schen Abtasttheorem

$$f_{\text{Kamera}} = \frac{1}{T_{\text{Kamera}}} \geq 2f_{\text{Aktor,max}} \quad (4.54)$$

geforderten Bildraten können bereits bei relativ niedrigen Aktorfrequenzen nur noch mit teuren Hochgeschwindigkeitskameras erreicht werden, die in der Regel eine deutlich niedrigere Auflösung bieten (vgl. Bild 4.25 a).

Stattdessen kann bei bekannter Anregungsfrequenz, ähnlich der Stroboskop-Beleuchtung in der analogen Bildverarbeitung, gezielte Unterabtastung eingesetzt werden, wie in Bild 4.25 b mit einer Aufnahme je 2 Perioden beispielhaft dargestellt. Der resultierende Aliasing-Fehler ist am Ende der Messung durch zeitliche Skalierung entsprechend der Anregungsfrequenz zu korrigieren. Nachteil dieses Verfahrens sind lange Messdauern im Bereich niedriger Aktorfrequenzen.

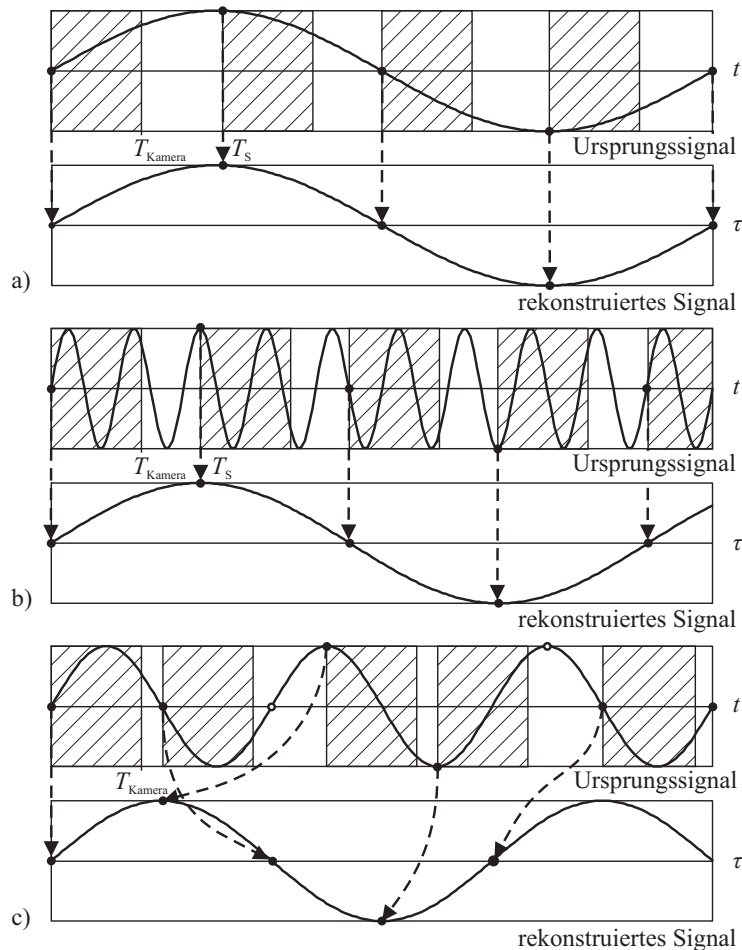


Bild 4.25: Abtastverfahren: a) kontinuierlich, b) Unterabtastung alle n Perioden, c) optimierte Unterabtastung

Im Messplatz letztlich implementiert ist ein Verfahren, bei dem nach Ablauf der Kamera-Totzeit immer der nächste, noch nicht erfasste Abtastzeitpunkt zur Aufnahme eines Bildes genutzt wird. Die Aufnahmezeitpunkte werden in Abhängigkeit der Periodendauer des Anregungssignals interruptgesteuert vom Mikrocontroller vorausberechnet. Dabei wird die Zeitbasis an das Eingangssignal angepasst, um den Fehler bei der zeitlichen Diskretisierung so gering wie möglich zu halten. Wie in Bild 4.25 c zu

erkennen ist, führt dieses Vorgehen zwangsläufig dazu, dass die aufgenommenen Bilder nicht in der dem eigentlichen Signal entsprechenden Reihenfolge vorliegen. Daher müssen sie nach Abschluss der Messung neu sortiert werden. Auch bei dieser Abtastvariante ist abschließend eine zeitliche Skalierung entsprechend der Anregungsfrequenz erforderlich.

Der realisierte Messplatz ermöglicht die dynamische Vermessung von Mikrostrukturen im Arbeitsfrequenzbereich von 3,5 MHz bis etwa 10 kHz. Damit ist der zu erwartende Frequenzbereich thermischer Aktoren mehr als abgedeckt, das System eignet sich darüber hinaus für vielfältige Messaufgaben zur Charakterisierung mikroelektromechanischer Systeme. Tabelle 4.5 fasst die wichtigsten technischen Daten des realisierten Messplatzes zusammen.

Tabelle 4.5: Technische Daten des entwickelten Motion-Analyzers

| Eigenschaft | Wert | | | Einheit |
|----------------------|--------------|-----------|-----------|-----------------|
| Vergrößerung | 2 | 5 | 10 | – |
| Messfeld | 11,7 x 11,7 | 4,7 x 4,7 | 2,3 x 2,3 | mm ² |
| opt. Auflösung | 5,7 | 2,3 | 1,2 | µm/Pixel |
| relativer Fehler | 0,2 | | | % |
| Wiederholgenauigkeit | < 30 | | | nm |
| Frequenzbereich | 0,035–10.000 | | | Hz |

4.6.3 Messergebnisse

Für die messtechnische Charakterisierung werden elektrothermische Aktoren mit den simulierten Geometrien entsprechenden Abmessungen prozessiert. Das hierfür entworfene Maskenlayout ist in Anhang I abgebildet. Bei der Vermessung auf dem Motion-Analyzer wird jeweils zehnmal die Hysteresekurve des Aktors aufgenommen und anschließend aus den gewonnenen Messdaten mittels Polynom-Fits dritten Grades die Kurven für Aktorspannung, -temperatur, -leistung oder -auslenkung ermittelt. Die Streuung der Messwerte wird dabei als Standardabweichung in Form von Fehlerbalken ($\pm 3\sigma$) angegeben. Abweichend von der eingesetzten Stromspeisung erfolgt die Darstellung der Messergebnisse aus Gründen der Vergleichbarkeit mit den Simulationsergebnissen in Abhängigkeit der Aktorspannung.

Anhand der aufgenommenen Messreihen lässt sich die Qualität des Finite-Elemente-Modells prüfen. Wie die Bilder 4.26 und 4.27 beispielhaft für einen Kniehebelaktor der Länge $l = 10$ mm und Breite $b = 300$ µm mit einem Winkel von $\varphi = 4^\circ$ zeigen, wird für die drei Feldprobleme eine äußerst zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Modell und Messung erreicht. Dabei ist zu beachten, dass Prozessschwankungen bzgl.

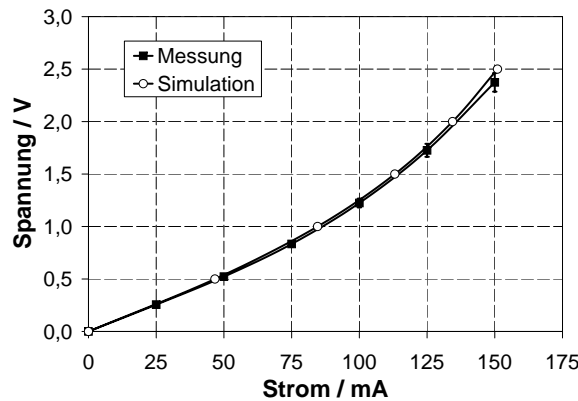


Bild 4.26: Vergleich des simulierten Verhaltens eines Kniehebelaktors ($l = 10\text{ mm}$, $b = 300\text{ }\mu\text{m}$, $\varphi = 4^\circ$) mit den aufgenommenen Messkurven: elektrisches Verhalten

Schichtdicken oder Materialeigenschaften, wie Elastizitätsmodul oder spezifischer Widerstand, zu deutlich größeren Fehlern führen können. Die größte Unsicherheit des verwendeten Modells liegt zur Zeit in der Abbildung der inneren Materialspannungen, die direkt von der vorgegebenen Referenztemperatur abhängen sowie in der nicht berücksichtigten Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls von SU-8.

Beim Vergleich der aufgenommenen Kurven in Bild 4.28 a fällt auf, dass die Wahl des Aktorwinkels einen geringeren Einfluss auf die erreichbare Auslenkung hat, als nach rechnerischer Abschätzung und Simulation zu erwarten ist. Die Unabhängigkeit der Auslenkung von der Breite des Aktors bestätigt sich dagegen (Bild 4.28 b). Allerdings werden bei der eingesetzten Stromspeisung aufgrund des mit abnehmender

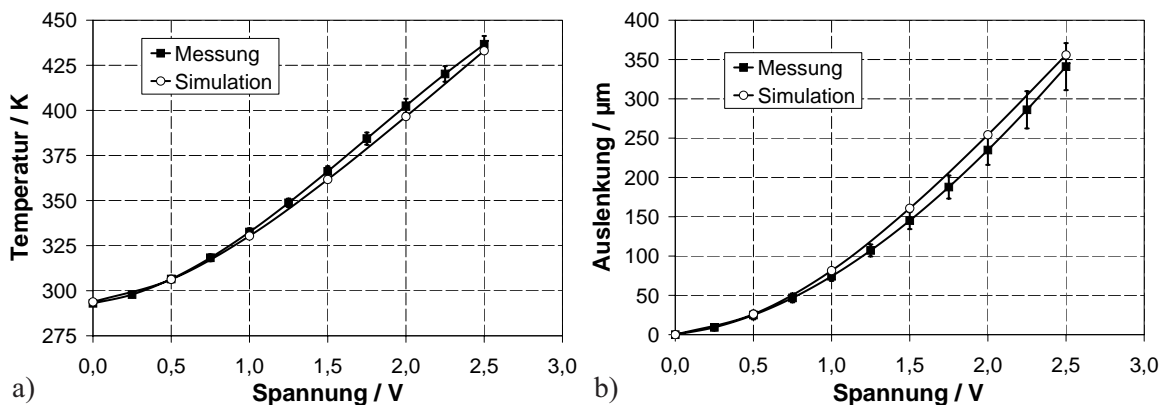


Bild 4.27: Vergleich des simulierten Verhaltens eines Kniehebelaktors ($l = 10\text{ mm}$, $b = 300\text{ }\mu\text{m}$, $\varphi = 4^\circ$) mit den aufgenommenen Messkurven: a) elektrothermisches und b) strukturelles Verhalten

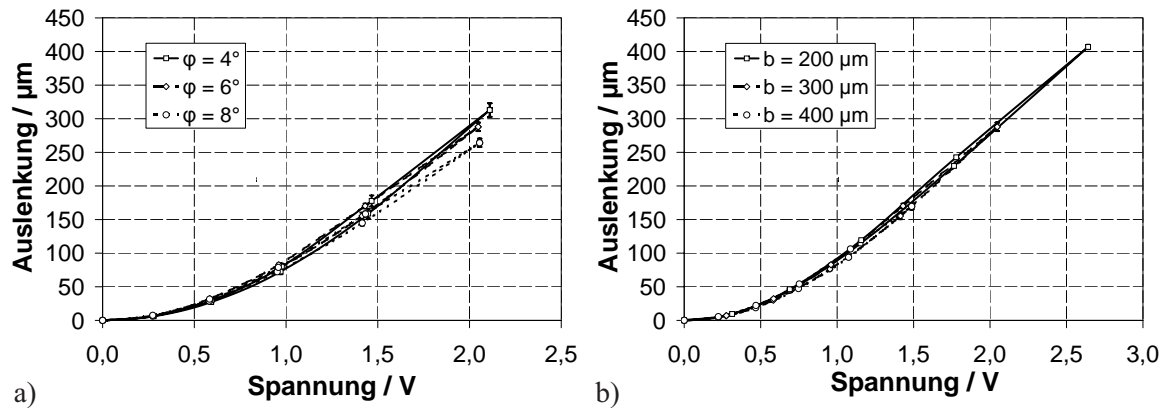


Bild 4.28: Gemessene Auslenkung eines 10 mm langen Kniehebelaktors in Abhängigkeit des Winkels: a) Abhängigkeit vom Winkel φ bei $300 \mu\text{m}$ Breite, b) Abhängigkeit von der Breite bei einem Winkel $\varphi = 6^\circ$

Breite ansteigenden elektrischen Heizfilmwiderstands unterschiedliche Maximalspannungen erreicht.

Die vermessenen Aktoren zeigen insgesamt eine hervorragende Reproduzierbarkeit ihrer mechanischen Eigenschaften. Allerdings ist eine Streuung in Abhängigkeit von der Position auf dem Substrat zu erkennen, die sich auf Schichtdickenvariationen zurückführen lässt. In Bild 4.28 a ist außerdem zu sehen, dass die Aktoren eine Hysterese der Auslenkung aufweisen. Diese bewegt sich für die vermessenen Aktoren im Bereich 3–7% und lässt sich mit unzureichender Abkühlung der Aktoren während der Messungen erklären. In Übereinstimmung mit dieser Annahme zeigt Bild 4.29, dass die Hysterese für kleinere Aktorvolumen und damit für geringere Wärmekapazitäten abnimmt. Bild 4.30 zeigt die von der thermischen Zeitkonstante dominierte Reaktion des Aktors auf die Anregung mit Rechtecksignalen unterschiedlicher Frequenz und Amplitude.

Um ein Gefühl für die Stabilität der erreichbaren Auslenkung über eine größere Anzahl an Auslenkungszyklen zu bekommen, wurden einfache Dauerschwingversuche durchgeführt. Dazu wurden elektrothermische Kniehebelaktoren über mehrere Tage hinweg mit einem sinusförmigen Stromsignal angesteuert. Bild 4.31 zeigt das Verhalten eines Aktors bei einer Amplitude von 150 mA und einer Frequenz von 100 mHz. Die Schwingungsamplitude während der Messung beträgt im Mittel $34,1 \mu\text{m}$, sie variiert um $\pm 3,2 \mu\text{m}$ ($\pm 3\sigma$). Die Leistungsaufnahme liegt relativ konstant bei 228 mW.

Für genauere Aussagen zum Langzeitverhalten sind detailliertere Untersuchungen der Dauerfestigkeit, z. B. entsprechend der Ermittlung von Wöhlerkurven für metallische Werkstoffe, erforderlich. Dabei sind die materialspezifischen Besonderheiten des polymeren Werkstoffs SU-8 zu beachten.

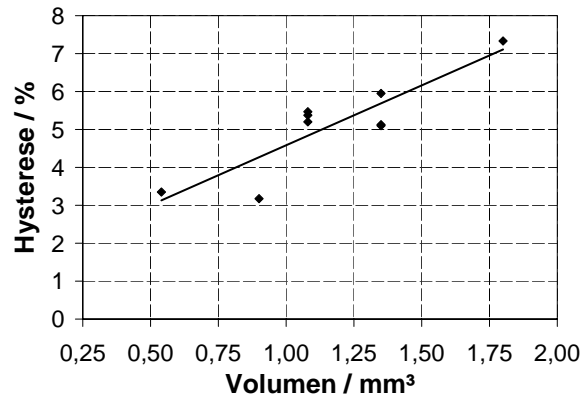


Bild 4.29: Hysterese der Auslenkung elektrothermischer Kniehebelaktoren in Abhängigkeit des beheizten Volumens

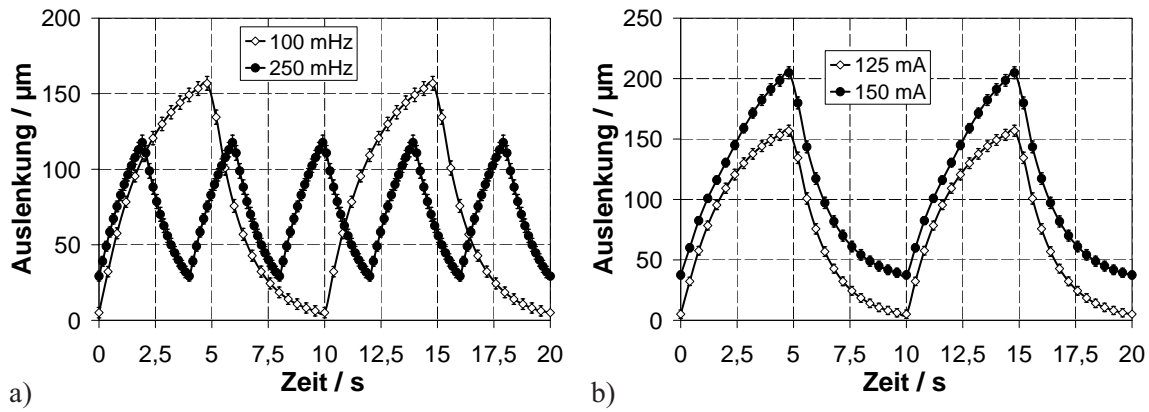


Bild 4.30: Auslenkung eines elektrothermischen Aktors ($l = 8 \text{ mm}$, $b = 300 \text{ µm}$, $\varphi = 8^\circ$) bei Anregung mit einer Rechteck-Spannung: a) variable Frequenz bei $i = 125 \text{ mA}$, b) variabler Strom bei $f = 100 \text{ Hz}$

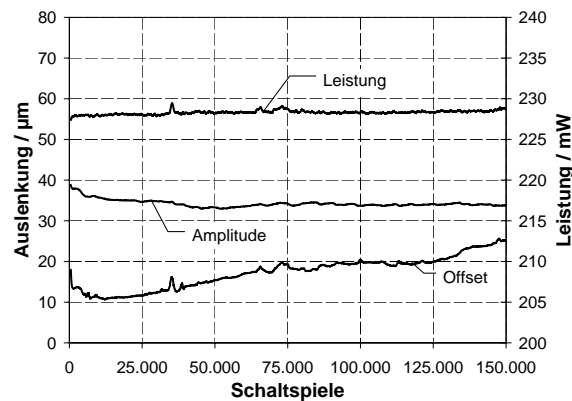


Bild 4.31: Langzeitverhalten eines elektrothermischen Kniehebelaktors aus SU-8

4.7 Optimierungsansätze zur Steigerung der Dynamik

Die bisher beschriebenen Ergebnisse zeigen, dass sich elektrothermischen Aktoren aus SU-8 tiefenlithographisch strukturieren lassen, die ausreichend große Kräfte und Auslenkungen für die Realisierung einer miniaturisierten Inchwormplattform bereitstellen. Jedoch besteht vor allem hinsichtlich der dynamischen Eigenschaften Optimierungsbedarf.

Die erreichbare Stellgeschwindigkeit ist vor allem durch den Abkühlvorgang limitiert. Während das Aufheizen relativ einfach, z.B. durch Erhöhung der Heizleistung beschleunigt werden kann, ist die Wärmeabgabe durch die Wärmeleit- und Übergangswiderstände sowie die Wärmekapazität des Aktors definiert. Im Folgenden wird daher untersucht, wie sich der Nachteil großer Zeitkonstanten der Aktorbewegung kompensieren lässt. Dazu wird der elektrothermische Kniehebelaktor vereinfacht als Quader der Länge l , Breite b und Höhe h betrachtet.

Es lässt sich zeigen, dass mit zunehmender Miniaturisierung die Forderung $Bi < 0,1$ immer besser erfüllt wird (vgl. Anhang C), so dass von einer homogenen Temperaturverteilung innerhalb des Balkens ausgegangen und dieser wegen $l \gg b, h$ eindimensional betrachtet werden kann. Wird die Wärmeleitung entlang der Aktorstruktur aufgrund der geringen thermischen Leitfähigkeit von SU-8 vernachlässigt, vereinfacht sich die Wärmeleitungsgleichung 4.19 zu

$$c_p \rho \frac{dT}{dt} = \dot{w} - \alpha_{\text{Luft}} A_{\text{Luft}} (T - T_0). \quad (4.55)$$

Gleichung 4.55 beschreibt das Verhalten der in Bild 4.32 dargestellten Ersatzschaltung mit dem thermischen Widerstand $R_{\text{th}} = 1/\alpha_{\text{Luft}} A_{\text{Luft}}$ und der Wärmekapazität $C_{\text{th}} = \rho c_p V$.

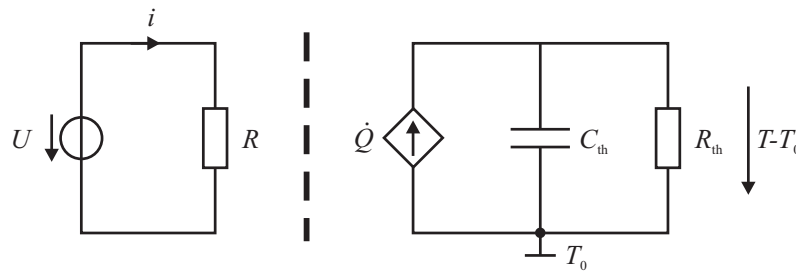


Bild 4.32: Vereinfachtes Ersatzschaltbild des elektrothermischen Kniehebelaktors

Der Abkühlvorgang für $U = 0$ wird durch die thermische Zeitkonstante $\tau = R_{\text{th}} C_{\text{th}}$ charakterisiert. Es gilt:

$$\begin{aligned}\tau &= R_{\text{th}} C_{\text{th}} \\ &= \frac{1}{\alpha_{\text{Luft}} A_{\text{Luft}}} \rho c_p V\end{aligned}\tag{4.56}$$

Einsetzen von $A_{\text{Luft}} = 2l(h + b)$ und $V = hbl$ Gleichung 4.56 ergibt

$$\tau = \frac{\rho c_p}{\alpha_{\text{Luft}}} \frac{hb}{2(h + b)}.\tag{4.57}$$

Aus Gleichung 4.57 wird deutlich, dass die thermische Zeitkonstante unabhängig von der Länge des Aktors ist. Für tiefenlithographisch erzeugte Strukturen mit großen Aspektverhältnissen lässt sich der Ausdruck weiter vereinfachen, wegen $h \gg b$ ergibt sich

$$\tau = \frac{\rho c_p}{\alpha_{\text{Luft}}} \frac{b}{2}.\tag{4.58}$$

Unter der konservativen Annahme eines konstanten Übergangskoeffizienten (vgl. Abschnitt 4.4) ergibt sich für die Wärmeübertragung an die Luft nach Gleichung 4.58 ein quadratisches Skalierungsverhalten, während die Wärmekapazität proportional zum Volumen ist und daher mit s^3 skaliert. Damit wird die thermische Zeitkonstante mit Reduzierung der Abmessungen in Summe linear sinken:

$$\tau \sim s^1\tag{4.59}$$

Zusätzlich führt die Vernachlässigung der Wärmeleitung entlang der Aktorstruktur dazu, dass die Zeitkonstante tendenziell zu groß abgeschätzt wird.

Neben der Miniaturisierung stellt nach Gleichung 4.58 die Auswahl eines alternativen Werkstoffs mit niedrigerer spezifischer Wärmekapazität und Dichte eine Möglichkeit zur Steigerung der Aktorgeschwindigkeit dar. Ebenso ist es denkbar, die Wärmeabfuhr zu beschleunigen. Dazu kann die Kühlung durch eine vergrößerte Oberfläche (Kühlrippen) oder erzwungene Konvektion durch einen Lüfter verbessert werden oder die thermische Leitfähigkeit erhöht werden. Tabelle 4.6 fasst die abgeleiteten Möglichkeiten zusammen.

Tabelle 4.6: Ansätze zur Steigerung der Aktorgeschwindigkeit

| Einfluss | Realisierung |
|-------------------------|--|
| kleinere Wärmekapazität | kleineres Volumen geringere spezifische Wärmekapazität geringere Dichte |
| schnellere Wärmeabfuhr | Vergrößern der Oberfläche aktive Kühlung (erzwungene Konvektion) höhere thermische Leitfähigkeit |

5 Miniaturisierte Inchwormplattform

Im Folgenden wird aufbauend auf den bisherigen Erkenntnissen der Entwurf einer mikrostrukturierten Variante des in Abschnitt 1.2 erläuterten Schrittantriebs auf Basis des Inchwormprinzips beschrieben. Dabei werden die ursprünglich verwendeten piezoelektrischen Stapelaktoren durch elektrothermische Kniehebelaktoren ersetzt. Die Auslegung der Aktoren für Vorschub und Klemmung erfolgt anhand des im vorigen Abschnitt abgeleiteten FE-Modells.

An diese miniaturisierte Inchwormplattform werden die in Tabelle 5.1 zusammengefassten Anforderungen gestellt. Darüberhinaus sind die prozesstechnischen Grenzen der eingeführten Tiefenlithographie hinsichtlich erreichbarer Strukturweiten und Aspektverhältnisse zu berücksichtigen (vgl. Abschnitt 2.5). Ziel ist es, die Batch-Fertigung von mindestens vier Antrieben auf einem 100 mm-Siliziumsubstrat zu ermöglichen und dabei den erreichbaren Stellweg größer 10 mm beizubehalten.

Tabelle 5.1: Anforderungen an die Inchwormplattform (Generation 1–4: feinwerktechnische Realisierung, Generation 5: mikrostrukturierter Antrieb)

| | Generation 1 [38] | Generation 3+4 [1] | Generation 5 |
|------------------------|---------------------------------|-----------------------------------|--------------------------------|
| Fläche eines Antriebs | $100 \times 100 \text{ mm}^2$ | $60 \times 70 \text{ mm}^2$ | $32 \times 22 \text{ mm}^2$ *) |
| Stellweg | 20 mm | 20 mm | 10–20 mm |
| Schrittweite | 100 μm | 100 μm | 50 μm |
| Aktorfrequenz | 50 Hz | 50 Hz | > 10 Hz |
| Verfahrgeschwindigkeit | 10 mm s^{-1} | 10 mm s^{-1} | > 1 mm s^{-1} |
| Kraft | k. A. | 4 N | > 100 mN |
| Mikroverzahnung | 100 μm | 100 μm | 50 μm |
| Schichtdicke | 2,5 mm | 2,0 mm | 0,5 mm |
| Integration | teilweise | teilweise | vollständig |
| Fertigung | Laserschneiden, Mikro-Fräsen | Laserschneiden, Drahterodieren | mikrotechnisch |

*) entspricht vier Antrieben auf einem 100 mm-Substrat

5.1 Auslegung der Inchwormplattform

Um für die Inchwormplattform größere Kräfte zu erreichen, werden die Kniehebelaktoren mechanisch parallel geschaltet, so dass sich die Kräfte der Einzelaktoren bei annähernd gleichbleibender Gesamtauslenkung addieren. Bild 5.1 zeigt die resultierenden Kraft-Weg-Kennlinien.

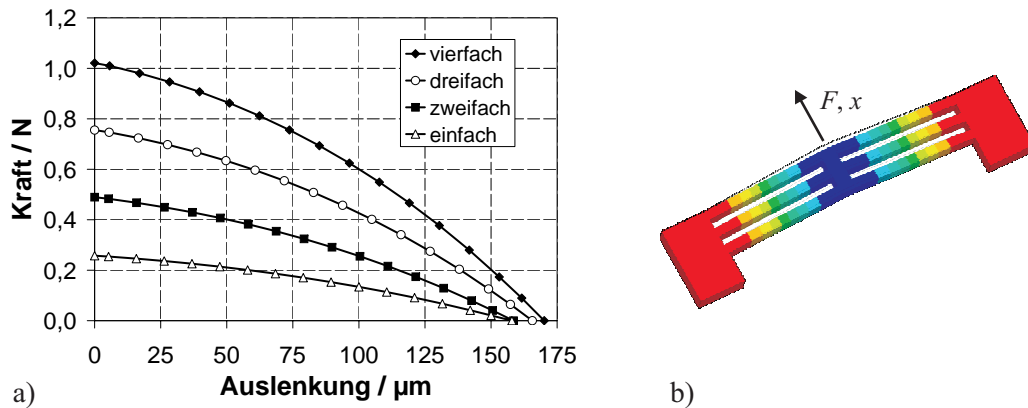


Bild 5.1: Parallelschaltung elektrothermischer Kniehebelaktoren: a) Kraft-Weg-Kennlinien bei Ansteuerung mit 1,5 V ($d = 500 \mu\text{m}$, $l = 8 \text{ mm}$, $b = 300 \mu\text{m}$, $\varphi = 4^\circ$), b) FE-Simulation der Aktorauslenkung

5.1.1 Vorschub-Aktoren

Die beiden Antriebsstege müssen prinzipbedingt eine geradlinige, oszillierende Bewegung vollführen. Daher ist neben den Vorschubaktoren eine geeignete Linearführung der beiden Stege parallel zueinander zu realisieren. Zu diesem Zweck wurden die in Bild 5.2 dargestellten Varianten hinsichtlich ihrer Eignung untersucht.

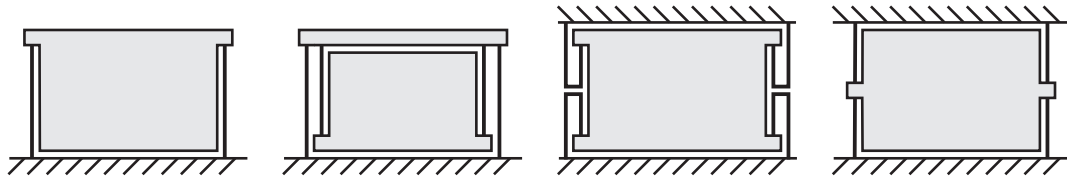


Bild 5.2: Untersuchte Varianten linearer Parallelführungen

Ausgehend von der beidseitigen Parallelführung nach Bild 5.2 d wurde letztlich eine Lösung in ein Maskendesign umgesetzt, die Aktoren und Führung integriert. Bild 5.3 zeigt die Realisierung, in der jeweils ein Paar antagonistisch angeordneter, kaskadierter Kniehebelaktoren sowohl für den Vorschub als auch für die Führung der Antriebsstege sorgen. Die Aktoren sind in dieser Anordnung immer auf Zug beansprucht, so dass instabiles Verhalten durch Knickung unter Belastung verhindert wird. Weiterhin wird gleichzeitig die Empfindlichkeit gegenüber Schwankungen der Umgebungstemperatur reduziert, da sich ungewünschte Auslenkungen der gegenüberliegenden Kniehebel gerade kompensieren.

Wird der Antriebssteg selbst in erster Näherung als ideal steif angenommen, ist für die Dimensionierung der Vorschub-Aktoren die Steifigkeit der passiven Kompensationsstruktur relevant. Bild 5.4 a zeigt die Kraft-Weg-Charakteristik von Dreifachakto-

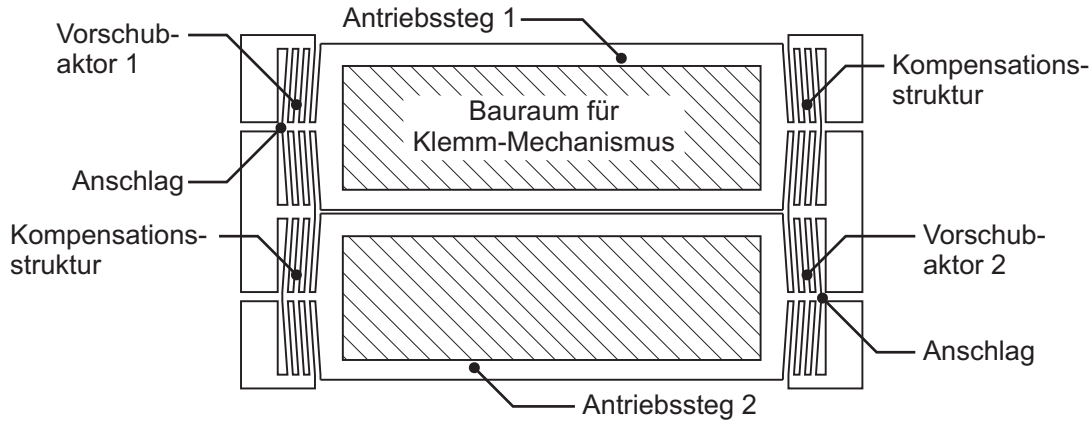


Bild 5.3: Antriebsstege mit Vorschubaktoren und Strukturen zur Temperaturkompensation

ren in Abhängigkeit der Geometrie. Für die ausgewählte Variante der Länge $l = 8 \text{ mm}$, Breite $b = 300 \mu\text{m}$ mit einem Winkel $\varphi = 4^\circ$ kann im relevanten Auslenkungsbereich bis $100 \mu\text{m}$ näherungsweise eine konstante Steifigkeit $c_{\text{Steg}} = 5 \text{ mNmm}^{-1}$ angesetzt werden. Bild 5.4 b zeigt die sich für eine Anordnung nach Bild 5.3 beim Anlegen einer elektrischen Spannung einstellenden Arbeitspunkte. Bei Ansteuerung mit $1,5 \text{ V}$ wird der Antriebssteg beispielsweise um $96 \mu\text{m}$ ausgelenkt.

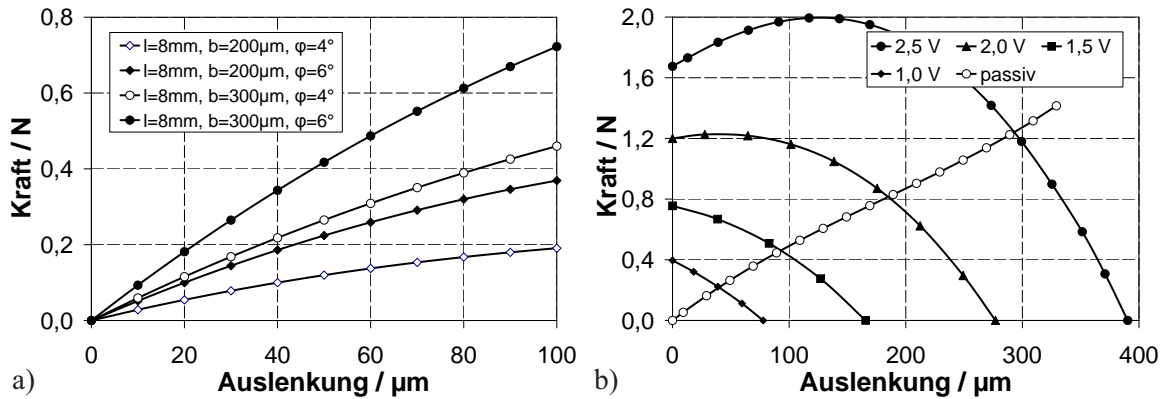


Bild 5.4: Auslegung der Antriebsstege: a) Kraft-Weg-Charakteristik der passiven Struktur zur Temperaturkompensation, b) erreichbare Arbeitspunkte mit einem Dreifach-Aktor ($l = 8 \text{ mm}$, $b = 300 \mu\text{m}$, $\varphi = 4^\circ$)

Bild 5.5 a und 5.5 b verdeutlichen die Auswirkung eines mechanischen Anschlags zur Begrenzung der Auslenkung auf die geforderten $\Delta x = 50 \mu\text{m}$. Diese werden bereits mit einer Spannung von $1,12 \text{ V}$ erreicht (Bild 5.5 b). Bei weiterer Erhöhung der Spannung bis auf $U = 1,5 \text{ V}$ ergibt sich eine Kraftreserve

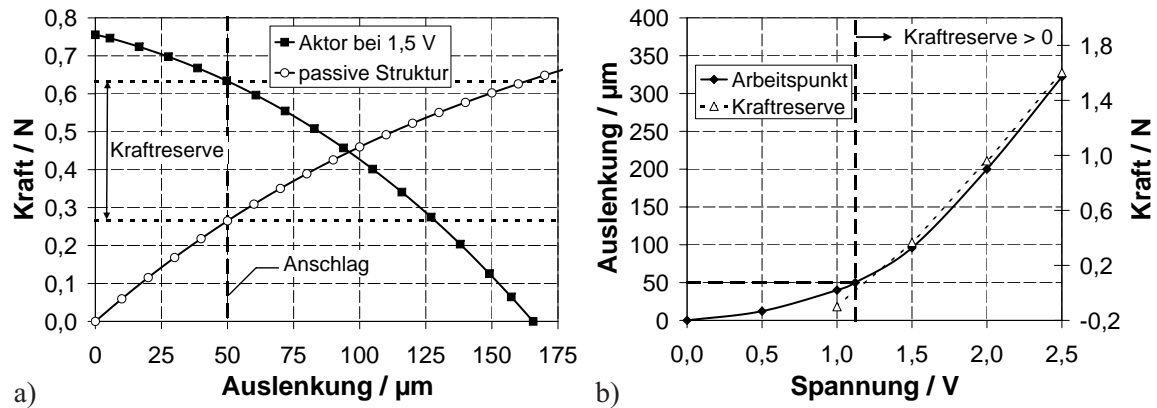


Bild 5.5: Auswirkung eines mechanischen Anschlags: a) Kraftreserve des Antriebs, b) Arbeitspunkt und Kraftreserve in Abhängigkeit der Aktorspannung

$$\Delta F = F_{\text{Aktor}}(\Delta x) - c_{\text{Steg}}x(U) \quad (5.1)$$

von etwa 0,37 N, die zur Verrichtung von Arbeit genutzt werden kann (Bild 5.5 a).

5.1.2 Klemm-Aktoren

Die Auslegung der Klemmaktoren erfolgt analog zum Vorschub mit Hilfe des beschriebenen Finite-Elemente-Modells. Damit die Position des Läufers auch im unbestromten Zustand fixiert ist, wird die Klemmung als Öffner realisiert. Die Aktoren müssen daher ausreichend Auslenkung liefern, um die integrierte Mikro-Verzahnung zu trennen. Gleichzeitig muss die Maximalkraft so groß sein, dass die Klemmung auch bei extern angreifenden Lasten geschlossen bleibt.

Die Klemmbacke muss im Betrieb sowohl in Bewegungsrichtung als auch quer dazu bewegt werden können. Um dennoch beide Aktoren fest mit der Klemmung verbinden zu können, müssen die beiden orthogonalen Bewegungsrichtungen entkoppelt werden. Daher wird die Klemmkraft, wie in Bild 5.6 dargestellt, über eine Parallelschwinge auf die Klemmbacke übertragen. Diese zeichnet sich durch eine hohe Steifigkeit in Klemmrichtung und eine niedrige Steifigkeit in Vorschubrichtung aus.

Die maximal übertragbare Kraft F_L im Anschlag ergibt sich, wenn beide Klemmbacken im Eingriff sind und dabei die Klemmkraft F_K aufbringen, aus dem Kräftegleichgewicht in horizontaler und vertikaler Richtung in Abhängigkeit des Haftbeiwerts μ zwischen den Zahnflanken (Anhang H). Für eine 45°-Verzahnung erhält man

$$F_L = 2 \frac{1 + \mu}{1 - \mu} F_K. \quad (5.2)$$

Beim Einsetzen des Läufers werden die Klemmaktoren (gewählt: $l = 8 \text{ mm}$, $b = 200 \text{ μm}$, $\varphi = 6^\circ$) um 50 μm ausgelenkt und die Klemmung damit vorgespannt.

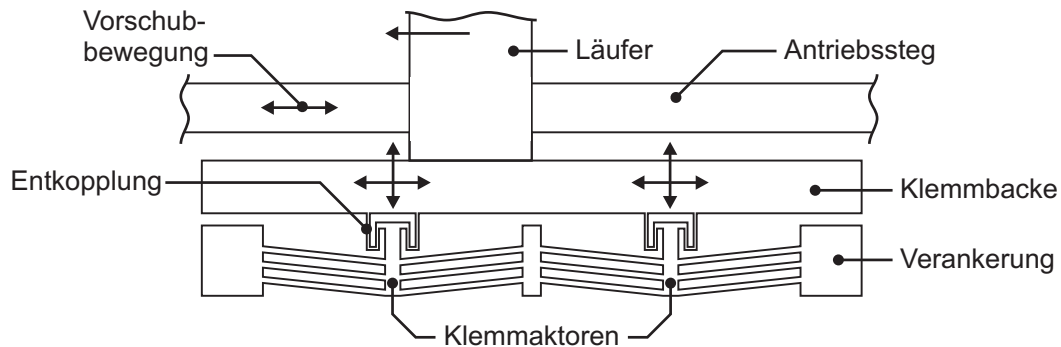


Bild 5.6: Parallelschwinge zur Entkopplung der Klemmbewegung vom Vorschub des Läufers

Aus Bild 5.4 ergibt sich eine Klemmkraft von 0,22 N je Seite. Bei einem Haftbeiwert von $\mu = 0,19$ [61] resultiert daraus nach Gleichung 5.2 eine durch die Klemmung übertragbare Kraft von 0,65 N. Aufgrund der in Realität hohen Oberflächenrauheit stellt diese Abschätzung sicherlich einen unteren Grenzwert dar.

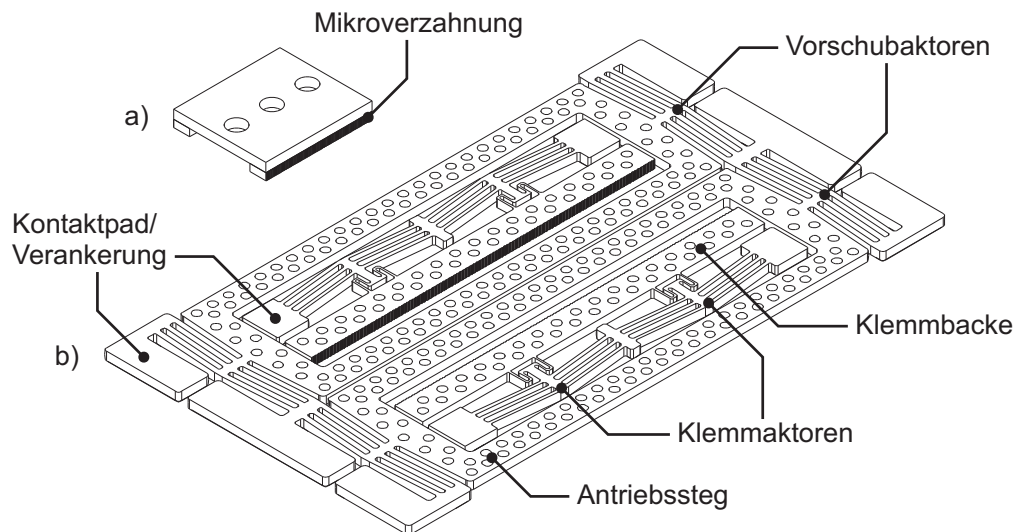


Bild 5.7: Gesamtansicht des miniaturisierten Schrittantriebs:
a) Läufer, b) Inchwormplattform

Bild 5.7 zeigt eine Skizze der entworfenen Inchwormplattform sowie des separat zu fertigenden Läufers. Tabelle 5.2 gibt einen Überblick über die gewählten Akto-
r-
ab-
mes-
sungen.

Tabelle 5.2: Aktordimensionen für Vorschub und Klemmung

| | Einheit | Vorschub | Klemmung |
|-------------------|---------------|----------|----------|
| Aktorlänge | mm | 8 | 8 |
| Aktorbreite | μm | 300 | 200 |
| Aktorwinkel | $^\circ$ | 4 | 6 |
| parallele Aktoren | – | 3 | 3 |
| Spaltbreite | μm | 300 | 300 |

5.2 Tiefenlithographische Fertigung

Die tiefenlithographische Fertigung der Inchwormplattform erfolgt mit dem in Abschnitt 2.4.5 beschriebenen 2-Maskenprozess zur Herstellung freitragender Strukturen aus SU-8. Auch der Läufer wird in einem Zweischichtprozess gefertigt (Bild 5.8). Dabei wird ein dünner PMGI-Film (Omnicoat) als Opferschicht verwendet, um die einzelnen Läufer nach dem Entwickeln vom Wafer separieren zu können. Der abgelöste Läufer wird dann manuell in die Inchwormplattform eingesetzt.

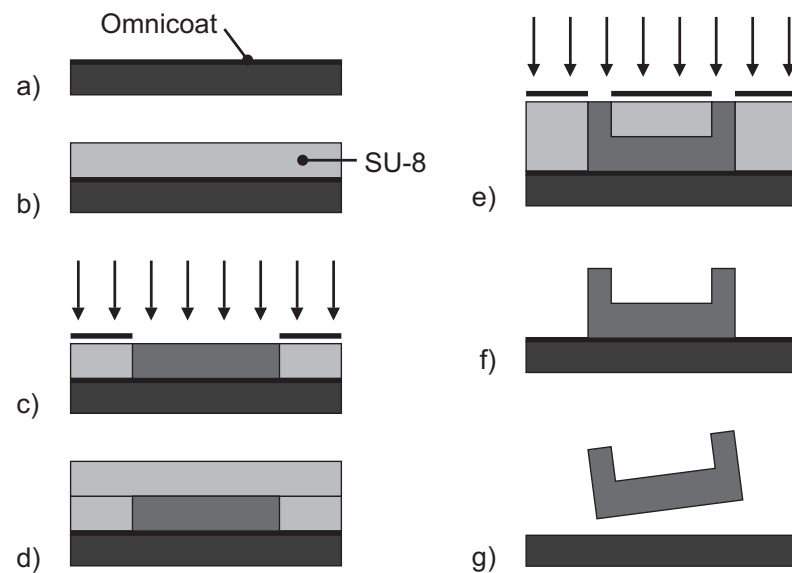


Bild 5.8: Fertigung des Läufers: a) Aufschleudern Omnicot, b) Aufschleudern erste SU-8-Schicht, c) Belichten erste SU-8-Schicht, d) Aufschleudern zweite SU-8-Schicht, e) Belichten zweite SU-8-Schicht, f) Entwickeln, g) Ablösen vom Substrat durch Entfernen der Omnicot-Schicht

Das finale Maskenlayout beinhaltet sechs Antriebe sowohl mit als auch ohne Mikroverzahnung. Bild 5.9 zeigt das Resultat nach erfolgreicher tiefenlithographischen Strukturierung und Metallisierung.

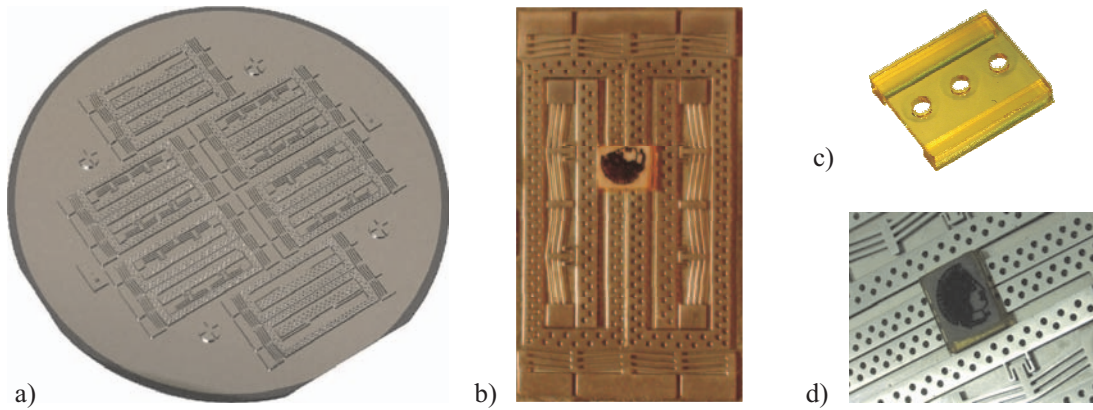


Bild 5.9: Tiefenlithographisch hergestellte Inchwormplattform: a) Wafer mit 6 Antrieben, b) mikrostrukturierte Inchwormplattform, c+d) Läufer

Einige rasterelektronenmikroskopische Detailaufnahmen von Vorschub- und Klemmaktoren, Entkopplungsstruktur sowie Läuferklemmung und Mikroverzahnung sind in Bild 5.10 dargestellt.

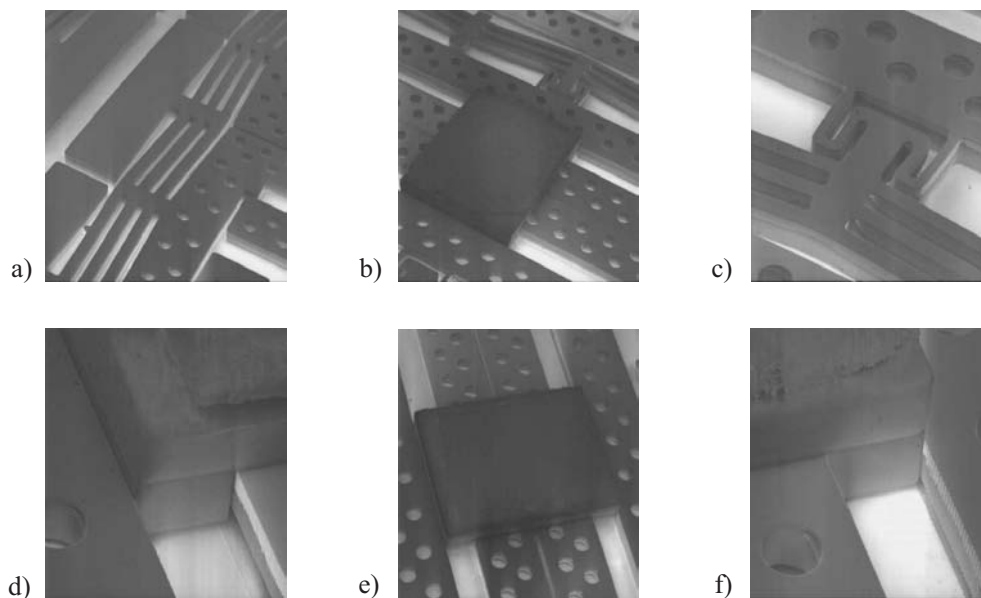


Bild 5.10: Detailaufnahmen der Inchwormplattform: a) Vorschubaktor, b) Klemmaktor, c) Entkopplung, d-f) Läuferklemmung und Mikroverzahnung

5.3 Charakterisierung des ersten Funktionsmusters

Die Charakterisierung der miniaturisierten Inchwormplattform erfolgt auf dem in Abschnitt 4.6 beschriebenen Motion-Analyzer. Dazu werden mit Hilfe der implementierten Bildverarbeitungsalgorithmen (vgl. Anhang F) die einzelnen Frames einer Video-Aufzeichnung ausgewertet, um die Position des zu Beginn der Messung als Template definierten Läufers zu bestimmen. Die Kontaktierung der einzelnen Aktoren erfolgt dabei simultan mittels einer eigens entworfenen Prober-Karte. Bild 5.11 zeigt den Messaufbau bestehend aus elektromagnetisch positionierbarem Chuck, CCD-Kamera und einer Vier-Kanal-Stromquelle.

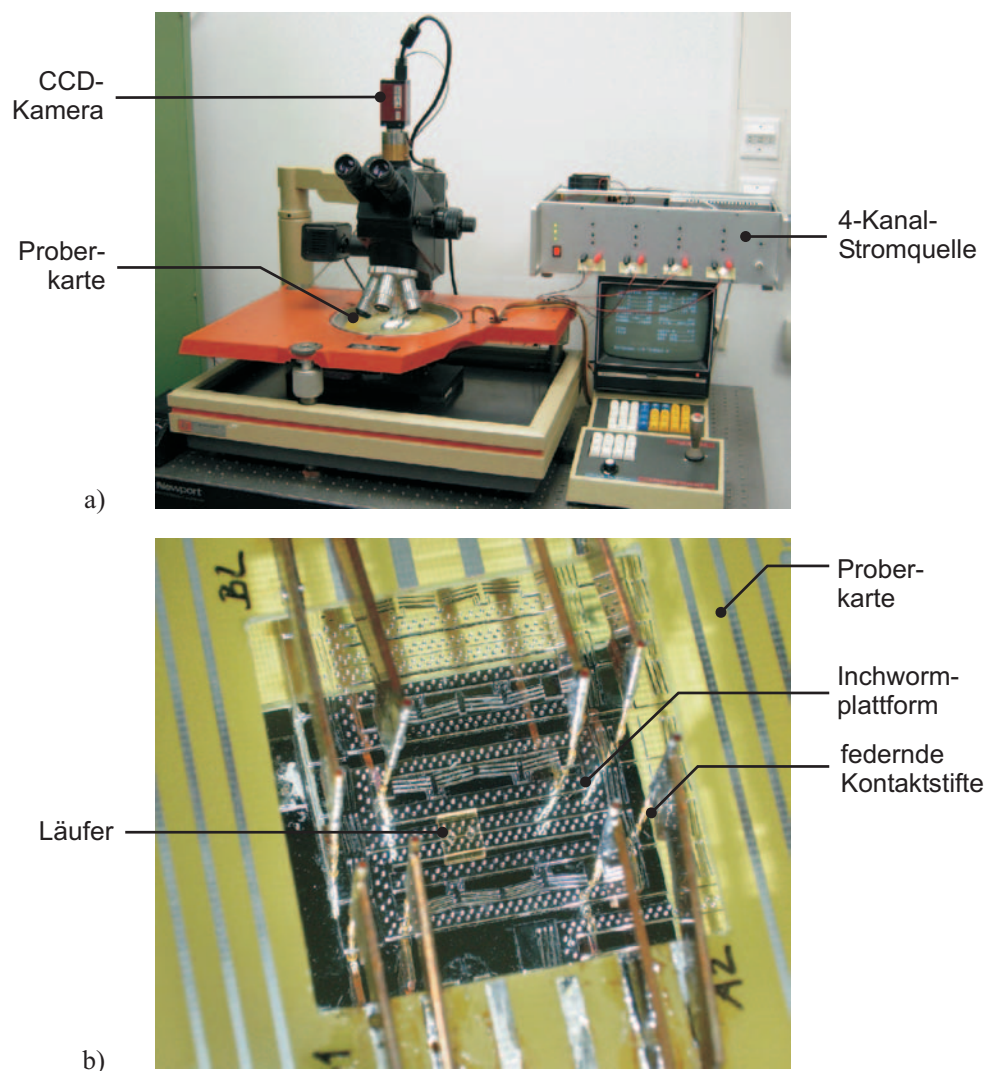


Bild 5.11: Vermessung der mikrostrukturierten Inchwormplattform: a) Motion-Analyzer mit Vier-Kanal-Stromquelle, b) kontaktierte Inchwormplattform

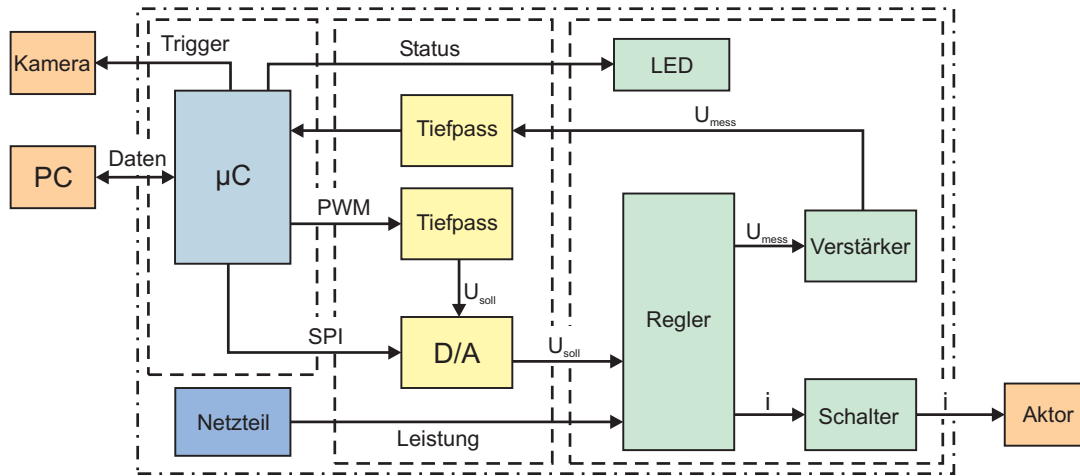


Bild 5.12: Blockschaltbild der Vier-Kanal-Stromquelle (ein Kanal dargestellt)

Zur Ansteuerung der miniaturisierten Inchwormplattform wird eine speziell entwickelte Vier-Kanal-Stromquelle eingesetzt, die pro Kanal einen maximalen Strom von bis zu 1000 mA liefert. Über eine USB-Schnittstelle lassen sich beliebige Signalförmungen mit einer Amplitudenaufölsung von 8 Bit in den Speicher der Quelle laden. Die zeitliche Auflösung ist durch den verfügbaren Speicher des Quellencontrollers von 4 kB auf 9 Bit begrenzt. Bild 5.12 zeigt das Blockschaltbild eines Kanals der Stromquelle [280].

Die Ansteuerung der Inchwormplattform erfolgt über vier Rechtecksignale, jeweils zwei für den Vorschub und zwei für die Klemmung des Läufers. Bild 5.13 zeigt den Zeitverlauf der für die Vermessung implementierten Signale der vier Aktoren.

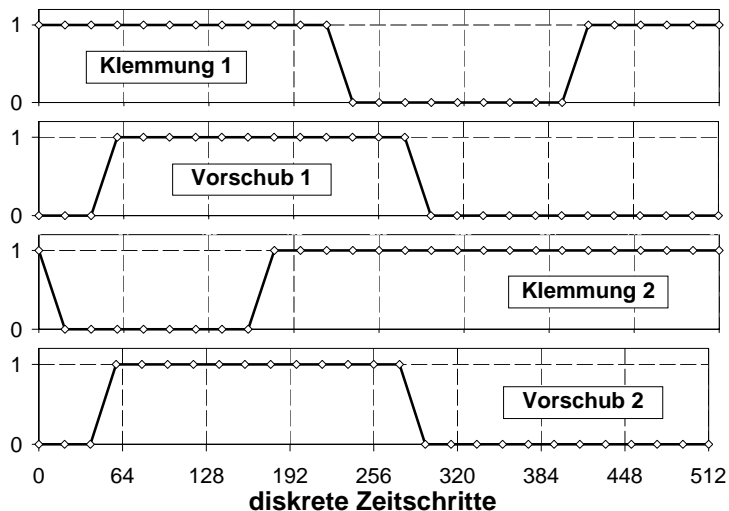


Bild 5.13: Ansteuersignale für die vier elektrothermischen Aktoren

Im Rahmen dieser Arbeit konnte ein erstes voll funktionsfähiges Funktionsmuster der miniaturisierten Inchwormplattform aus SU-8 über seinen Verfahrweg vermessen werden. Die $34 \times 19 \text{ mm}^2$ großen Schrittantriebe ermöglichen je nach gewählter Läuferbreite Verfahrwege von bis zu 17,6 mm. Bedingt durch die maximale Betriebsfrequenz der elektrothermischen Aktoren von etwa einem Hertz, bei der die geforderte Auslenkung von $\Delta x = 50 \mu\text{m}$ noch erreicht wird, liegt die theoretische maximale Verfahrgeschwindigkeit

$$v = 2\Delta x f \quad (5.3)$$

des vermessenen Antriebs mit $0,1 \text{ mm s}^{-1}$ eine Größenordnung unterhalb des zu Beginn in Tabelle 5.1 geforderten Wertes. Eine Möglichkeit, den durch die große thermische Zeitkonstante begrenzten Stromanstieg in den Aktoren zu beschleunigen, besteht im Einsatz höherer Spannungen in Kombination mit einer geeigneten Strombegrenzung. Der Abkühlvorgang wird dagegen von den Wärmetransportmechanismen bestimmt und durch die Art der Ansteuerung nicht beeinflusst. Hier kann nur eine Erhöhung der Wärmeabfuhr, z. B. durch Vergrößerung der Oberfläche oder aktive Kühlung, eine Steigerung der Geschwindigkeit erzielen. Außerdem wirkt sich, wie in Abschnitt 4.7 diskutiert, das Skalierungsverhalten der thermischen Zeitkonstante ($\tau \sim s^1$) bei weiterer Miniaturisierung günstig auf die erreichbaren Verfahrgeschwindigkeiten aus.

Bild 5.14 a zeigt ein auf dem Motion-Analyzer aufgenommenes Weg-Zeit-Diagramm der miniaturisierten Inchwormplattform bei Ansteuerung mit Rechtecksignalen nach Bild 5.13. Der Läufer zeigt in der y -Richtung eine unerwünschte Parasitärbewegung bedingt durch den Klemmungswechsel (Bild 5.14 a). Gründe für diesen Querversatz sind die nicht rechtwinkligen Kantenwinkel der Klemmbanken sowie geometrische Toleranzen. Bei weiterer Reduktion der Ansteuerungsfrequenz ergibt sich der in Bild 5.14 b

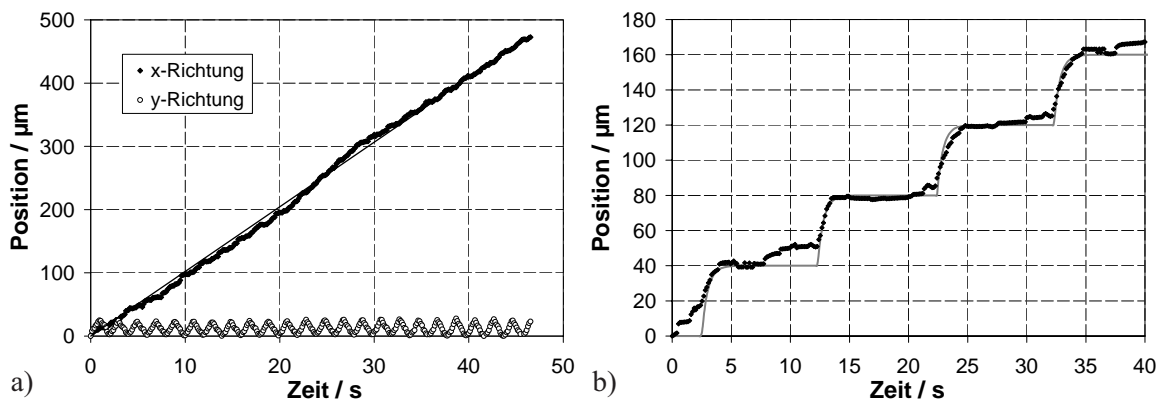


Bild 5.14: Weg-Zeit-Diagramm der mikrostrukturierten Inchwormplattform: a) Zeitverlauf der Stell- (x -Richtung) und Querbewegung (y -Richtung), b) exponentielle Charakteristik der elektrothermischen Aktoren bei reduzierter Ansteuerungsfrequenz

Tabelle 5.3: Technische Daten der ersten mikrostrukturierten Inchwormplattform

| | IWPF Generation 5 | Wertung |
|------------------------|--|----------------|
| Fläche eines Antriebs | $34 \times 19 \text{ mm}^2$ | + |
| Stellweg | 20 mm | + |
| Schrittweite | 50 μm | + |
| Aktorfrequenz | < 1 Hz | – |
| Verfahrgeschwindigkeit | < 0,1 mms^{-1} | – |
| Kraft | 0,65 N (berechnet) | + |
| Mikroverzahnung | 50 μm | + |
| Schichtdicke | 500 μm | + |
| Integration | vollständig | + |
| Fertigung | tiefenlithographisch aus SU-8, 6 Antriebe auf 100 mm-Substraten | + |

dargestellte Verlauf, in dem die einzelnen Schritte des Läufers sowie die exponentielle Charakteristik der elektrothermischen Aktoren deutlich zu erkennen sind.

Damit ist im Sinne der Aufgabenstellung die Miniaturisier- und tiefenlithographische Realisierbarkeit der Inchwormplattform im Batch-Prozess gezeigt. Tabelle 5.3 fasst die technischen Daten der mikrostrukturierten Inchwormplattform mit elektrothermischen Aktoren aus SU-8 abschließend zusammen und gibt eine qualitative Bewertung gegen die eingangs gestellten Anforderungen. Mit den eingeführten Prozessen zur Strukturierung mikromechanischer Elemente aus SU-8 und der Auswahl elektrothermischer Kniehebelaktoren lassen sich die an den Antrieb gestellten Anforderungen bezüglich Grad der Miniaturisierung, Kraft und Auslenkung erfüllen. Ansätze zur Optimierung der Verfahrgeschwindigkeit wurden diskutiert. Im folgenden Kapitel werden Möglichkeiten Integration bistabiler Klemm-Mechanismen untersucht, um die Effizienz des Antriebs zu steigern.

6 Miniaturisierte Inchwormplattform mit bistabiler Klemmung

Nachdem im bisherigen Teil dieser Arbeit die Realisierung eines mikrostrukturierten Schrittantriebs auf Basis elektrothermischer Aktoren aus SU-8 beschrieben wurde, soll im Folgenden gezeigt werden, wie sich die Effizienz des Antriebs durch Integration eines bistabilen Mechanismus steigern lässt. Dazu werden nach einer allgemeinen Einführung bistabile Strukturen sowohl mit integrierten als auch mit separaten Hin- und Rückstellaktoren untersucht. Anschließend wird das Konzept einer miniaturisierten Inchwormplattform mit bistabiler Klemmung vorgestellt.

6.1 Bistabile Mechanismen

Wirken auf ein System keine Beschleunigungen, befindet es sich in einem Gleichgewichtszustand. Es handelt sich dabei um ein stabiles Gleichgewicht, wenn kleine externe Störungen lediglich zu Oszillationen um die Gleichgewichtslage führen. Verlässt das System dagegen seine Position, spricht man von einem instabilen Gleichgewicht. Bistabile Systeme besitzen zwei solcher stabilen Zustände, d.h. sie werden eine von zwei bevorzugten Stellungen einnehmen, wenn keine äußeren Kräfte wirken. Damit wird das energieeffiziente Halten diskreter Positionen ermöglicht.

Ein natürliches Vorbild bistabiler Mechanismen ist die Venus-Fliegenfalle, die speziell geformte Fangblätter nutzt, um diese ohne Aufwendung von Energie im geöffneten oder geschlossenen Zustand zu halten (Bild 6.1).

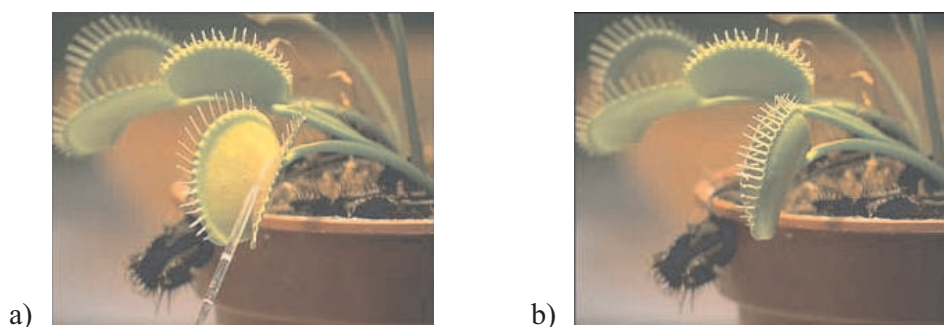


Bild 6.1: Venusfliegenfalle mit a) geöffnetem und b) geschlossenem Fangblatt

Den Zustandswechsel erreicht sie mit Hilfe bestimmter Zellen, die durch Flüssigkeitseinlagerung mechanische Spannungen aufbauen. Neben der Energieeinsparung ermöglicht dieser Mechanismus die zum Fangen der Beute erforderlichen Schließzeiten

von ca. 100 ms und damit eine der schnellsten bekannten Bewegungen im Pflanzenreich [281, 282].

Auch aus dem alltäglichen Leben sind bistabile Mechanismen in Form von Lichtschaltern, Relais, Klappmessern oder Shampoo-Verschlüssen (vgl. Bild 6.2) hinlänglich bekannt. Darüberhinaus finden sie in der Mikrosystemtechnik Anwendungen, beispielsweise als Mikro-Relais und -Schalter [237, 283, 284], Mikro-Ventile [285] oder mikromechanische Speicherzellen [286, 287].



Bild 6.2: Bistabile Mechanismen im Alltag: a) elektromagnetisches Relais, b) Schweizer Offiziersmesser, c) Verschluss einer Shampoo-Flasche

Die Stabilität eines Systems lässt sich am einfachsten mit der Analogie einer massesebehafteten Kugel im Schwerfeld veranschaulichen [101]. Bild 6.3 zeigt die Kugel in einer Hügellandschaft. Die Positionen A und C stellen dabei stabile Zustände dar, nach einer Auslenkung wird die Kugel immer wieder in ihre Ausgangslage zurückkehren. Zwischen diesen beiden stabilen Stellungen liegt mit Position B ein instabiler Zustand. Die Kugel verharrt bei ausreichend genauer Positionierung zwar auch in dieser Stellung, wird jedoch bereits bei geringfügiger Auslenkung in eine der beiden stabilen Stellungen hinunter rollen.

Den Positionen A–C in Bild 6.3 lassen sich entsprechend ihrer Höhe unterschiedliche potentielle Energien $V(h)$ zuordnen. Nach dem Satz von LAGRANGE-DIRICHLET entsprechen die beiden stabilen Positionen dabei lokalen Minima der potentiellen Energie.

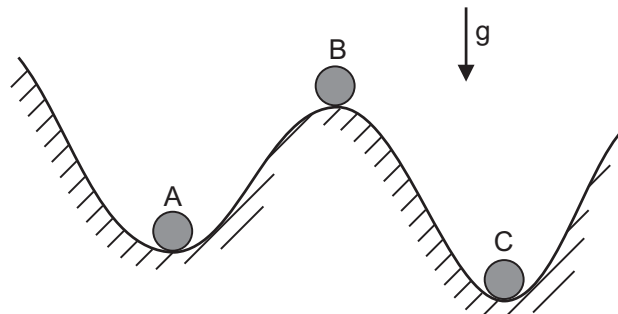


Bild 6.3: Stabiler (A,C) und instabiler Zustand (B) einer Kugel im Schwerfeld

Dazwischen liegt der instabile Zustand B in Form eines lokalen Maximums. Soll die Kugel von einer stabilen Lage in die zweite überführt werden, muss zunächst Energie aufgebracht werden, um sie über das Niveau der instabilen Stellung zu heben. Ist dieser Punkt überwunden, erfolgt die Bewegung in den zweiten stabilen Zustand ohne weiteres Zutun. Dieses Verhalten bistabiler Mechanismen wird als Durchschnappen (*snap-through*) bezeichnet.

Nach Howell lassen sich bistabile Mechanismen dem zugrunde liegenden Funktionsprinzip wie folgt klassifizieren [101]:

- Viergelenksmechanismen (*four-link mechanisms*)
- Schubkurbel- oder Schubhebel-Mechanismen
(*slider-crank, slider-rocker mechanisms*, z. B. Kabelschelle in Bild 6.5)
- Doppelschieber-Mechanismen (*double-sliders*)
- Knickstäbe (*snap-through buckled beams*)
- bistabile Kurvenscheiben-Mechanismen
(*bistable cam mechanisms*, z. B. Schweizer Offiziersmesser in Bild 6.2 b)

6.2 Energieansatz zur Beschreibung bistabiler Systeme

In technischen Systemen wird bistabiles Verhalten üblicherweise durch den Einsatz von Federelementen erreicht. Diese sind analog zur Kugel im Schwerfeld in der Lage, potentielle Energie aufzunehmen. Beim Übergang von einem stabilen Zustand in den anderen werden sie – der Bewegung der Kugel über den Hügel entsprechend – zunächst gestaucht und anschließend wieder entlastet. Dieses Verhalten spiegelt sich in zwei ausgeprägten Minima sowie einem dazwischen liegenden Maximum der potentiellen Energie wieder. Zur Beurteilung des Verhaltens eines gegebenen Mechanismus muss demnach der Verlauf der potentiellen Energie V über der Bewegungskordinate ausgewertet werden.

Bild 6.4 zeigt einen Schieber-Mechanismus bestehend aus einem linear geführten Schlitten, zwei Drehgelenken und einer Feder der Steifigkeit c . Mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Arbeit lässt sich die potentielle Energie V in Abhängigkeit der Bewegungskordinate x bestimmen (vgl. Anhang G.2). Für den Schieber ergibt sich mit der Federstauchung $\xi(x)$

$$V(x) = \frac{1}{2}c\xi(x)^2. \quad (6.1)$$

Ableiten von Gleichung 6.1 nach der Bewegungskordinate x liefert einen Ausdruck für die zum Bewegen des Schlittens erforderliche Kraft:

$$F(x) = \frac{\partial V}{\partial x} = c\xi(x)\frac{\partial \xi}{\partial x} \quad (6.2)$$

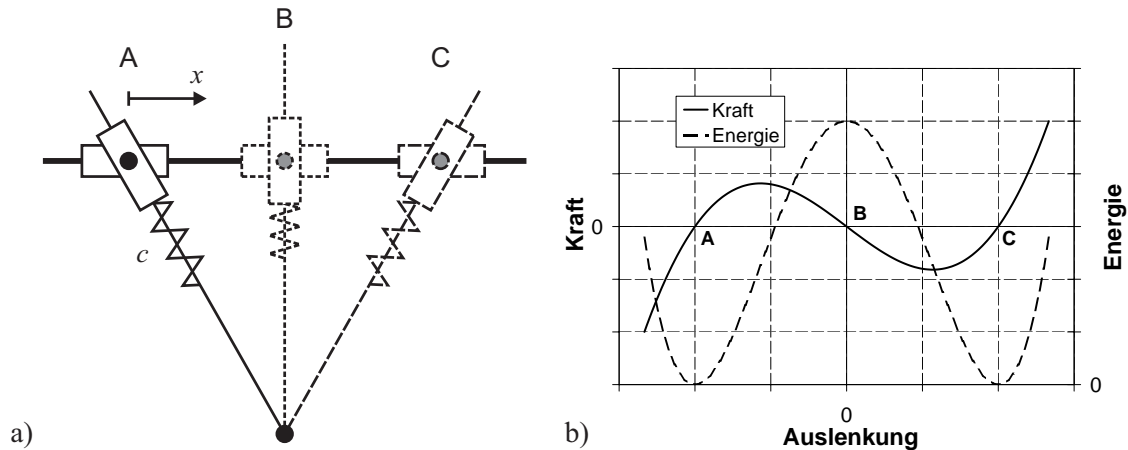


Bild 6.4: a) Doppelschieber-Mechanismus mit zwei stabilen Positionen A, C und einer instabilen Mittelstellung B sowie b) zugehöriger Energie- und Kraft-Weg-Verlauf

Für einen stabilen Gleichgewichtszustand muss diese Ableitung gleich und die zweite Ableitung größer Null sein:

$$\frac{\partial V(x)}{\partial x} = 0 \quad \text{und} \quad \frac{\partial^2 V(x)}{\partial x^2} > 0 \quad (6.3)$$

Umgekehrt gilt für einen instabilen Zustand

$$\frac{\partial^2 V(x)}{\partial x^2} < 0. \quad (6.4)$$

Die für den Wechsel von einer stabilen Stellung zur anderen erforderlichen Kräfte ergeben sich an den Stellen des Kraft-Weg-Verlaufs, an denen die zweite Ableitung der potentiellen Energie Null ist. Kraft-Weg- und Energieverlauf für den Schieber-Mechanismus sind in Bild 6.4 ebenfalls abgebildet. Entsprechend der Extremstellen der Energiekurve zeichnet sich der Kraft-Weg-Verlauf eines bistabilen Mechanismus durch drei charakteristische Nulldurchgänge aus.

6.3 Bistabile Mechanismen mit verteilten Nachgiebigkeiten

Unter Mechanismen mit verteilten Nachgiebigkeiten versteht man eine Klasse mechanischer Strukturen, die Energie durch elastische Verformung flexibler Teilbereiche transformieren oder übertragen. Demgegenüber stehen klassische Starrkörper-Kinematiken, die auf Relativbewegungen innerhalb von Rotationsgelenken oder Linearführungen beruhen. Nachgiebige Strukturen eignen sich besonders für die Realisierung bistabiler Mechanismen, da sie bei Bewegung potentielle Energie in ihren elastischen Bereichen

speichern, so dass keine zusätzlichen Federn erforderlich sind. Bei entsprechender Auslegung lassen sich damit konventionelle Mehrteil-Mechanismen ersetzen und Vorteile, wie Reibungs-, Verschleiß- und Spielfreiheit, nutzen.

Als Beispiel für einen nachgiebigen bistabilen Mechanismus ist in Bild 6.5 eine Kabelschelle aus Kunststoff dargestellt. Beim Öffnen der Schelle wird die nachgiebige Basis gedehnt. Sie nimmt dabei potentielle Energie auf und gibt sie beim Überschreiten des instabilen Punktes wieder ab, der Mechanismus schnappt durch. Sämtliche relevanten Funktionen sind in einem monolithischen Bauteil integriert, so dass sich die Anzahl benötigter Teile und damit auch der fertigungstechnische Aufwand deutlich reduziert.

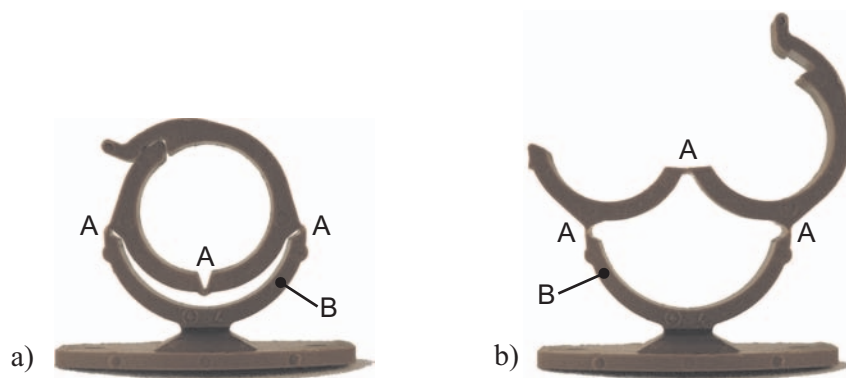


Bild 6.5: Bistabile Kabelschelle in a) geschlossenem und b) offenem Zustand (A: Filmgelenk, B: nachgiebige Basis)

Für miniaturisierte Anwendungen wird durch nachgiebige Mechanismen die Batch-Fertigung montagefreier Systeme ermöglicht, in die sich gleichzeitig verschiedene Aktoren integrieren lassen [288].

Nachteilig wirkt sich die im Vergleich zu konventionellen Mechanismen erhöhte Komplexität im Entwurf nachgiebiger Systeme aus. Um den Entwurfsaufwand zu reduzieren, wird daher beispielsweise auf Pseudo-Starrkörper-Modelle oder den Einsatz der Topologie-Optimierung [289, 290] zurückgegriffen. Während letztere ein iteratives Verfahren auf Basis der Finiten-Elemente-Methode darstellt, werden nachgiebige Mechanismen im Pseudo-Starrkörper-Modell durch Stäbe, Gelenke und Federn nachgebildet.

6.3.1 Berücksichtigung starker Verformungen

Beim Wechsel von einer zur anderen stabilen Lage bistabiler Mechanismen treten prinzipbedingt oftmals geometrische Nichtlinearitäten auf. So lässt sich das Verformungsverhalten elastischer Balkenelemente aufgrund der starken Auslenkungen in der Regel nicht mehr mittels linearer Biegetheorie beschreiben (vgl. Anhang G.1). Ebenso kann

für biegebeanspruchte Strukturen unter axialer Belastung die Dehnung der neutralen Faser nicht mehr vernachlässigt werden. Die Steifigkeit solcher Elemente nimmt bei Auslenkung unter Zug zu, man spricht von Spannungsversteifung (*stress stiffening*).

Geschlossene Lösungen lassen sich zwar für einige einfache Geometrien und Lastfälle durch Auswertung elliptischer Integrale finden, jedoch sind dabei vereinfachende Annahmen zu treffen und Einschränkungen der Allgemeingültigkeit zu beachten [101]. Im Folgenden wird beschrieben, wie sich der Aufwand beim Entwurf bistabiler, nachgiebiger Mechanismen durch den Einsatz der Pseudo-Starrkörper-Modellierung bzw. Finite-Elemente-Simulation reduzieren lässt.

Pseudo-Starrkörper-Modellierung

Pseudo-Starrkörper-Modelle (*pseudo-rigid-body models*) sind Werkzeuge, die es erlauben, flexible Strukturen unter großen nichtlinearen Verformungen zu analysieren: Elastische Elemente werden mit Hilfe von starren Körpern nachgebildet, die über Gelenke so miteinander verbunden sind, dass sich ein äquivalentes Bewegungsverhalten ergibt. Über diskrete Federelemente wird die Biegesteifigkeit integriert und damit die Kraft-Weg-Charakteristik angeglichen [101].

Der starre Balken in Bild 6.6 ist über einen kurzen ($L > 10l$), wesentlich dünneren und flexibleren ($(EI)_L \gg (EI)_l$) Steg einseitig angebunden. Dieses Festkörpergelenk wird im Modell als idealer Drehpunkt am Ort der halben Gelenklänge idealisiert. Die Drehfeder hat die Steifigkeit

$$c = \frac{EI}{l}. \quad (6.5)$$

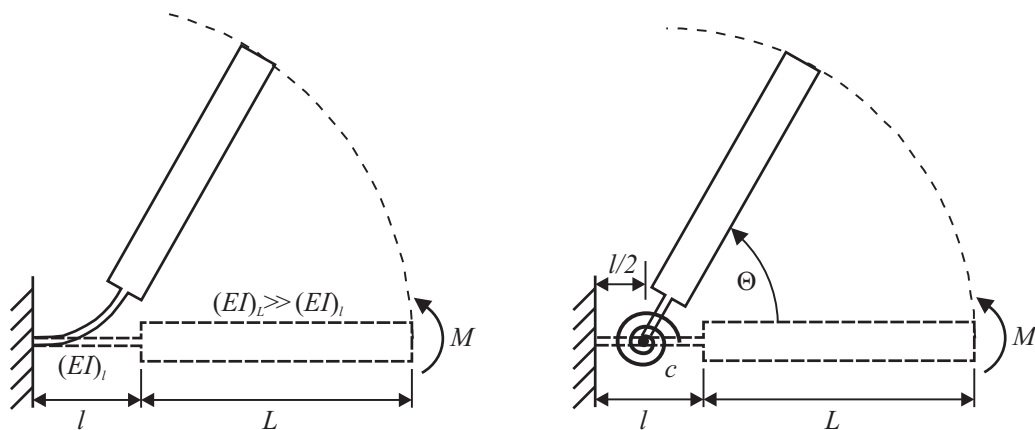


Bild 6.6: Pseudo-Starrkörper-Modelle eines starren, einseitig eingespannten Balkens

Ein ähnliches Modell lässt sich für den nachgiebigen Balken in Bild 6.7 aufstellen. Für diesen wird die Position der Drehachse durch den charakteristischen Radius γl und die Steifigkeit der Ersatzfeder in Abhängigkeit zweier Parameter definiert. Es gilt

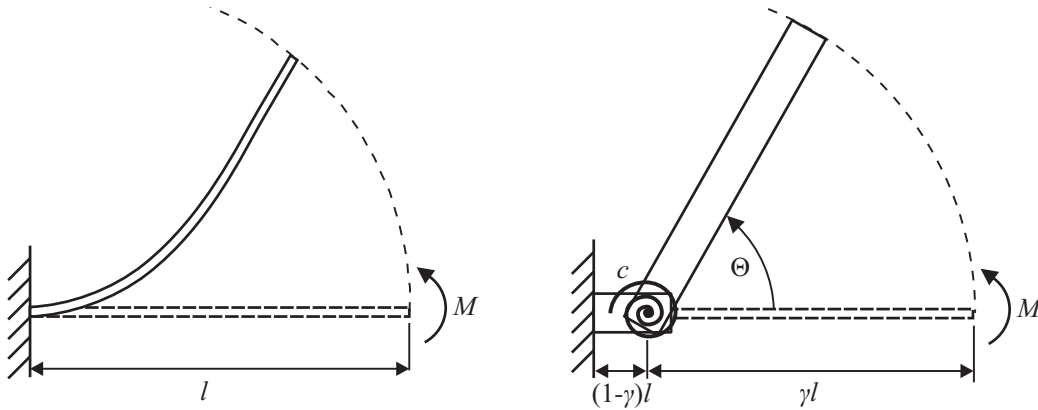


Bild 6.7: Pseudo-Starrkörper-Modell eines nachgiebigen, einseitig eingespannten Balkens

$$c = \gamma K_{\Theta} \frac{EI}{l}, \quad (6.6)$$

mit dem charakteristischen Radiusfaktor γ und dem Steifigkeitskoeffizienten K_{Θ} . Für die Pseudo-Starrkörper-Parameter γ und K_{Θ} wird ein Wert ermittelt, der den maximalen Pseudo-Starrkörper-Winkel Θ zulässt, bevor eine zuvor definierte Abweichung vom Verformungsverhalten der realen Geometrie erreicht wird. Der Fehler des Modells liegt je nach Lastsituation am freien Ende des Balkens für Winkel bis $\Theta_{\max} = 50\text{--}120^{\circ}$ unter 0,5 %.

Vergleichbare Pseudo-Starrkörper-Modelle der wichtigsten Grundbausteine nachgiebiger Mechanismen können für verschiedene Lastsituationen der Literatur entnommen werden [101]. Damit lassen sich auch komplexere Strukturen, wie z.B. die bistabile Kabelschelle aus Bild 6.5, modellieren. Bild 6.8 zeigt das entsprechende Pseudo-Starrkörper-Modell.

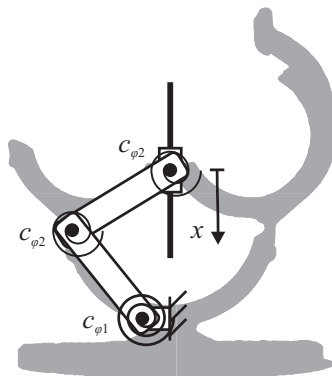


Bild 6.8: Pseudo-Starrkörper-Modell der bistabilen Kabelschelle

Pseudo-Starrkörper-Modelle ermöglichen die Analyse nachgiebiger Mechanismen analog zum Vorgehen bei klassischen Starrkörper-Kinematiken (vgl. Abschnitt 6.2). Mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Arbeit lassen sich die Energie- und Kraft-Weg-Charakteristik ermitteln. Bild 6.9 zeigt zur Verdeutlichung das Pseudo-Starrkörper-Modell eines nachgiebigen Doppelschieber-Mechanismus. Im zugehörigen Kraft-Weg- und Energieverlauf wird der Einfluss der flexiblen Gelenke deutlich: Durch die bei Auslenkung aus der Fertigungsstellung wirkenden Rückstellkräfte ist die potentielle Energie im zweiten stabilen Zustand ungleich Null. Energie- und Kraftverlauf werden unsymmetrisch, ab einer kritischen Steifigkeit der Festkörpergelenke geht das bistabile Verhalten verloren. Die Herleitung der Kennlinien kann in Anhang G.2 nachvollzogen werden.

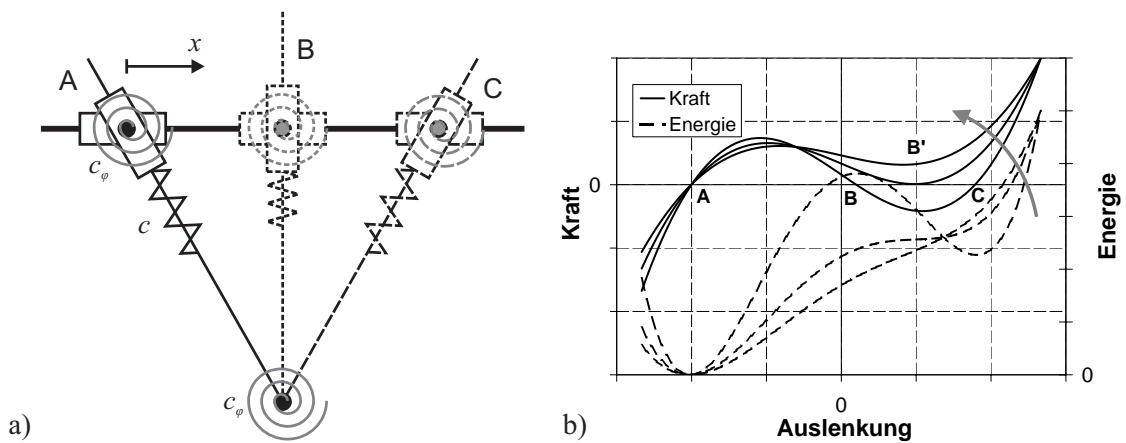


Bild 6.9: Nachgiebiger Doppelschieber: a) Pseudo-Starrkörper Modell, b) Einfluss der Gelenksteifigkeiten c_φ auf den Energie- und Kraft-Weg-Verlauf

Finite-Elemente-Methode

Für komplexere Mechanismen lässt sich die Energiegleichung auch mittels Pseudo-Starrkörper-Modellierung nicht mehr ohne weiteres aufstellen. In diesem Fall kann das Kraft-Weg-Verhalten aus einer FE-Simulation ermittelt werden. Dazu wird die zu analysierende Struktur im Rahmen einer nichtlinearen, statischen Rechnung unter Berücksichtigung großer Verformungen mit einer Auslenkungslast beaufschlagt. Im Rahmen des Post-Processings können die an der Angriffstelle der Auslenkungslast hervorgerufenen Reaktionskräfte sowie die Dehnungsenergie des Systems (*total strain energy*) in den einzelnen Verformungszwischenschritten ermittelt werden. Ein Simulationslauf besteht damit aus den folgenden Schritten:

1. Erzeugen der Geometrie und Vernetzung
2. Definition der Randbedingungen (hier: mechanische Einspannung)

3. Schrittweises Aufbringen einer Auslenkungslast und
4. Berechnung der resultierenden Verformung
5. Ermitteln von Reaktionskraft und Dehnungsenergie für alle Zwischenschritte

Die ermittelten Größen lassen sich über den entsprechenden Auslenkungen als Energie- bzw. Kraft-Weg-Verlauf darstellen. Die gesuchten Gleichgewichtszustände ergeben sich für Auslenkungen bei denen die Reaktionskräfte – abhängig von der Wahl der Schrittweite – näherungsweise Null werden.

Darüber hinaus ist die Finite-Elemente-Methode ein geeignetes Werkzeug, um in einem zweiten Schritt aus vereinfachten Pseudo-Starrkörper-Modellen abgeleitete Entwürfe zu verfeinern.

6.4 Bistabile Mechanismen in der Mikrosystemtechnik

Auch in der Mikrosystemtechnik spielen bistabile Mechanismen bereits eine wichtige Rolle zur Realisierung selbsthaltender Anordnungen für faseroptische Schalter [230, 291], Relais [235–237, 292] oder nichtflüchtige Speicherzellen [287]. Dabei lassen sich Bewegungsrichtungen sowohl in der Ebene als auch aus der Ebene heraus (Bild 6.10) realisieren. Darüber hinaus sind erste Ansätze zur sensorischen Zustandserfassung bistabiler Mechanismen bekannt [293].

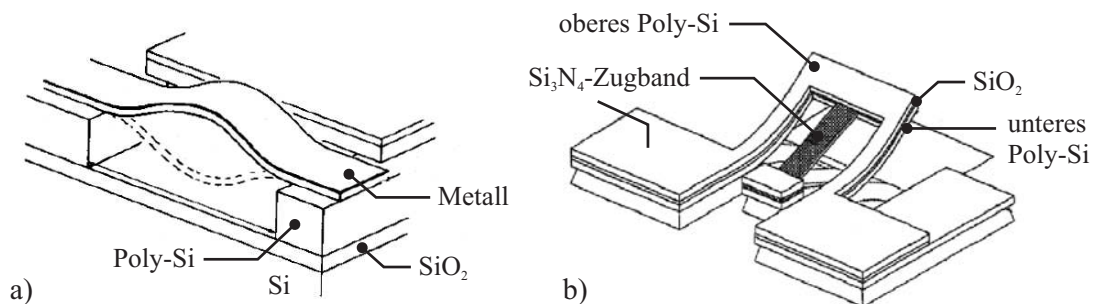


Bild 6.10: Bistabile Mechanismen mit Bewegungsrichtung senkrecht zur Ebene: a) elektrostatisch aktuierte Speicherzelle [287], b) bistabiler elektrothermischer Aktor [294]

In miniaturisierten Systemen lassen sich stabile Positionen aufgrund kleiner Abstände und dominierender Oberflächeneffekte leicht durch Ausnutzen elektrostatischer [295] und vor allem elektromagnetischer Feldkräfte [296, 297] realisieren. So präsentieren Ruan et al. ein Mikrorelais, dessen Schaltstellung sich durch das elektrisch erzeugte Magnetfeld einer Flachspule beeinflussen und mittels eines hybrid-integrierten Permanentmagneten stromlos halten lässt [297]. Bild 6.11 zeigt eine Prinzipskizze sowie eine lichtmikroskopische Aufnahme der Anordnung.

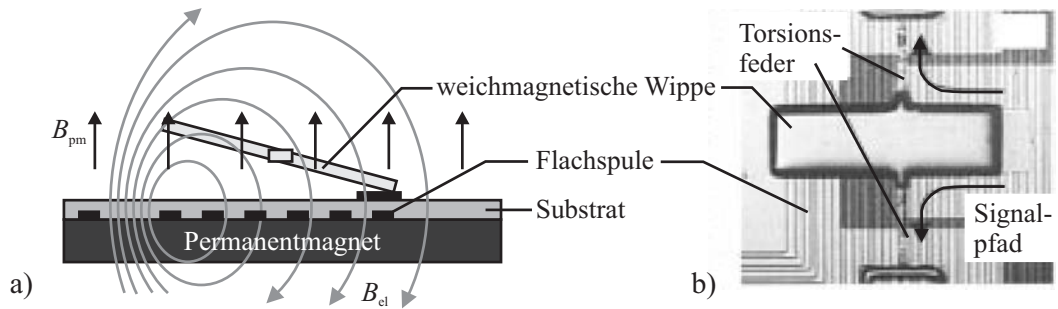


Bild 6.11: Bistabiles Mikrorelais mit magnetischem Haltemechanismus: a) Prinzipskizze, b) lichtmikroskopische Aufnahme [297]

Alternativ lassen sich analog zu feinwerktechnischen Gesperren miniaturisierte Rastverbindungen realisieren [298, 299]. Allerdings erfordern diese in der Regel aufwändige Aktuierung in mehr als einem Freiheitsgrad. Besser für die mikrotechnische Herstellung eignen sich dagegen die in Abschnitt 6.3 beschriebenen bistabilen Mechanismen mit verteilten Nachgiebigkeiten. Sie ermöglichen die Fertigung monolithischer Systeme im Batch-Prozess. Weitere Integrations- oder Montageschritte sind nicht erforderlich, auf zusätzliche Werkstoffe, wie Magnetmaterial, kann verzichtet werden.

Mit Hilfe der Oberflächenmikromechanik lassen sich teilnachgiebige Mechanismen mit Drehgelenken realisieren [300–303]. Die resultierenden Multi-Segment-Mechanismen beinhalten sowohl Rotationsgelenke als auch nachgiebige Elemente, die als Energiespeicher das bistabile Verhalten ermöglichen (vgl. Bild 6.12). Nachteile solcher Lösungen sind Spiel und Reibung in den Gelenkspalten, die zu einer eingeschränkten Lebensdauer führen. Monolithische, nachgiebige Strukturen vermeiden dieses Problem und verhindern damit Verschleiß in den Gelenken, sofern beim Entwurf auf die Einhaltung maximal zulässiger Spannungen geachtet wird. Ein besonders einfacher bistabiler Mechanismus leitet sich vom EULER'schen Knickstab ab. Dabei handelt es

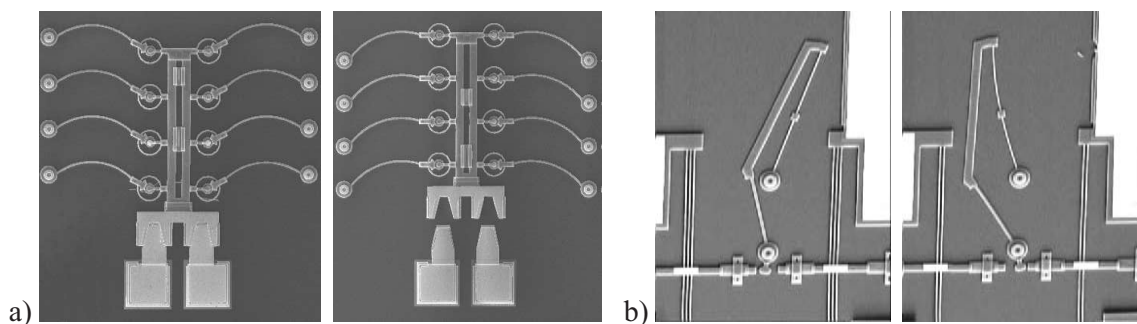


Bild 6.12: Teilnachgiebige bistabile Mechanismen mit Rotationsgelenken: a) lineare Bewegung [303], b) Schwenkbewegung (*Young mechanism*) [304]

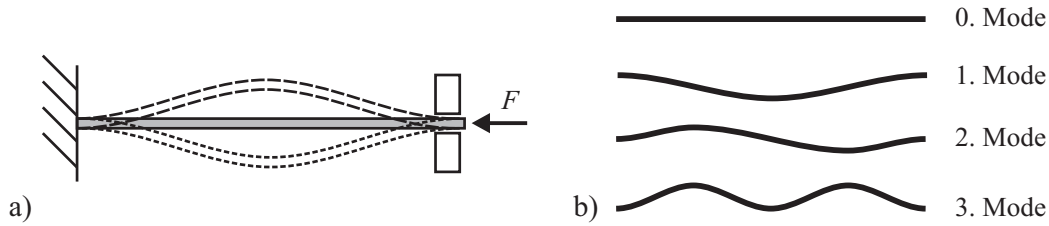


Bild 6.13: EULER'scher Knickstab: a) stabile Positionen des beidseitig eingespannten Stabs, b) Beul-Eigenmoden) [304]

sich um einen Balken, der unter axialer Druckbelastung zur Seite ausbeult und sich in stabile Stellungen auf beiden Seiten auslenken lässt. Bild 6.13 verdeutlicht das Verhalten und zeigt die ersten Beul-Eigenmoden, die sich für einen beidseitig eingespannten Knickstab in Abhängigkeit der äußeren Randbedingungen einstellen.

Damit ein einfacher Balken bistabiles Verhalten aufweist, ist eine axiale Zwangsbedingung einzuprägen. Dies kann entweder, wie in Bild 6.13 a dargestellt, durch eine externe Kraft [305–307] oder durch intrinsische Druckspannungen [235, 287, 308] erfolgen. Materialspannungen lassen sich zwar beim Abscheiden von Dünnschichten in Grenzen einstellen, jedoch ist das mechanische Verhalten auf diese Weise nur schwer reproduzierbar einzustellen und stark abhängig von Prozessschwankungen [309].

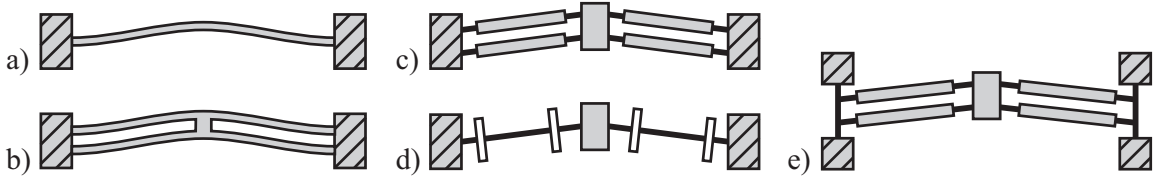
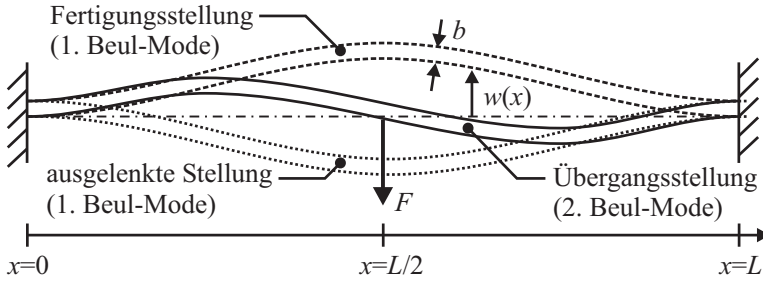
Alternativ wird bistabiles Verhalten dadurch erreicht, dass die Struktur direkt in einer der beiden stabilen Stellungen gefertigt wird. Der Kosinusbogen nach Bild 6.14 ist aufgrund seiner Ähnlichkeit zur ersten Biegemode des Knickstabs besonders für die Realisierung eines bistabilen Mechanismus geeignet [309]. Die Form des Balkens in der gefertigten Stellung beschreibt Gleichung 6.7 anhand der Biegelinie $w_0(x)$ (vgl. Bild 6.14).

$$w_0(x) = \frac{h}{2} \left[1 - \cos \left(2\pi \frac{x}{L} \right) \right] \quad (6.7)$$

Das Kraft-Weg-Verhalten dieser Struktur wird durch deren Geometrie beeinflusst, maßgeblich vom Verhältnis Q der Mittenauslenkung im Ausgangszustand $w_0(L/2) = h$ zur Balkenbreite b . Der gebogene Balken speichert während der Verformung Energie sowohl aus Biegung als auch aus Stauchung.

$$Q = \frac{w_0(L/2)}{b} = \frac{h}{b} \quad (6.8)$$

Die Biegeenergie wächst dabei monoton, während die Stauchungsenergie bis zu einem Maximum in Höhe der Mittellinie ansteigt, bevor sie dann wieder abfällt. Wird der Balken so ausgelegt, dass die Stauchungsenergie nach Überschreiten der Mittellinie schneller abfällt, als die Biegeenergie ansteigt, entsteht eine negative Kraft, aus der bistabiles Verhalten resultiert. Der Geometriefaktor Q bestimmt dabei als kritische



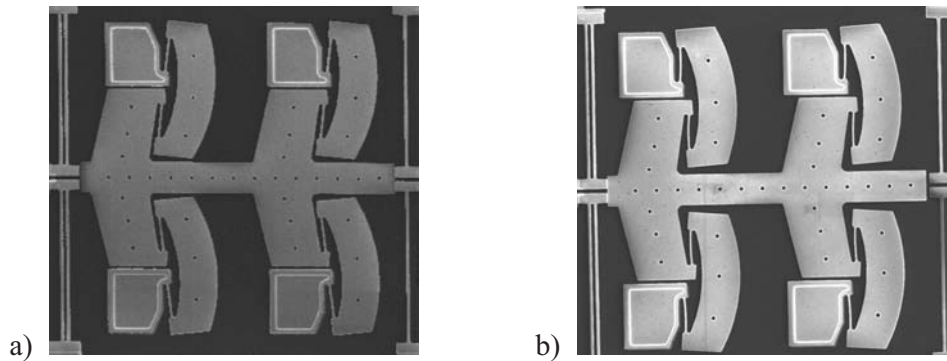


Bild 6.16: Bistabiler C-Bogen [317]: a) Fertigungsstellung, b) ausgelenkte Stellung

len und Knicken vermieden wird. Die Spannungsversteifung der zugbelasteten Struktur erlaubt die Übertragung höherer Lasten.

6.5 Bistabile Mechanismen mit integrierter Aktorik

Die für Hin- und Rückstellung bistabiler Mechanismen erforderliche Aktorik bringt einen zusätzlichen Flächenbedarf mit sich. Für den konkreten Anwendungsfall einer miniaturisierten Inchwormplattform führt dies schnell zu Bauraumkonflikten und damit zur Limitierung der Anzahl Antriebe je Substrat. Daher wird nach Wegen gesucht, zumindest Teile der Aktorik in den Mechanismus selbst zu integrieren. Damit lässt sich gleichzeitig das Problem großer Stellwege umgehen, die für den Umschaltvorgang aufgrund fertigungstechnisch minimal erreichbarer Grabenbreiten erforderlich sind. Bild 6.17 verdeutlicht den Integrationsprozess.

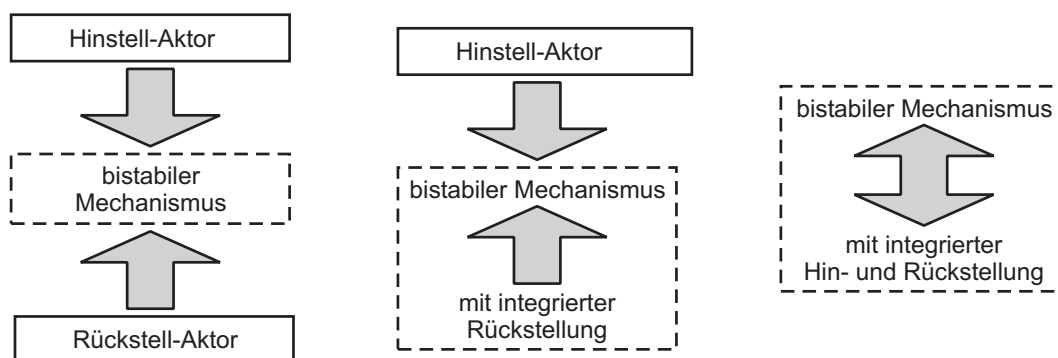


Bild 6.17: Aktuierung bistabiler Mechanismen

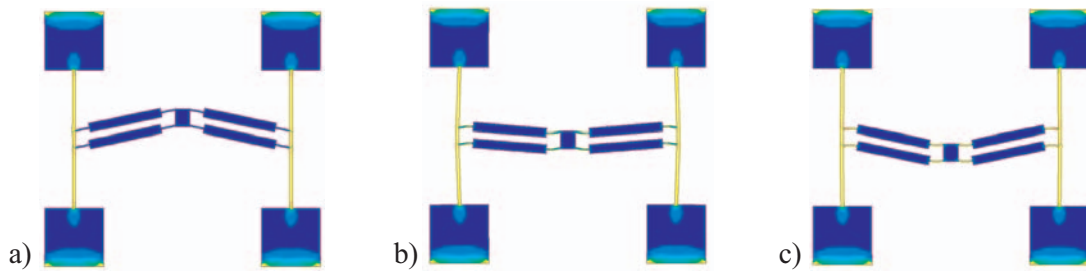


Bild 6.18: Integrierte Rückstellung beim bistabilen Mechanismus mit nachgiebiger Verankerung: a) erste stabile Stellung (Fertigungszustand), b) instabile Stellung, c) zweite stabile Stellung

6.5.1 Bistabile Mechanismen mit integrierter Rückstellung

Eine einfache Möglichkeit, die Rückstellaktuatorik zu integrieren, bietet der Mechanismus mit nachgiebiger Einspannung nach Bild 6.15 e. Anstellen der nachgiebigen Aufhängung unter einem kleinen Winkel ermöglicht das Rückstellen durch Bestromen der Struktur. Die Aufhängungsfedern agieren dann als Kniehebelaktoren, die den mittleren Teil bei Erwärmung auseinander- und damit zurückziehen. Sobald dabei der Punkt des instabilen Gleichgewichts überschritten wird, schnappt der Mechanismus in seine Ausgangsposition (vgl. Bild 6.18).

Das Verhalten lässt sich auch anhand der in Bild 6.19 gezeigten Kraft-Weg-Kennlinie des Mechanismus erläutern: Befindet sich die Struktur auf Raumtemperatur, so weist diese drei Nullstellen auf, die den drei Gleichgewichtsstellungen zugeordnet werden können. Nach Erwärmen der Struktur auf 90 °C verschwinden die Null-Durchgänge der Kraft-Weg-Kennlinie. Ist der Mechanismus vor dem Aufheizen ausgelenkt, wird er sich danach entlang der neuen Kennlinie in seine Ausgangsposition zurückbewegen.

Ähnliches Verhalten zeigt der bereits beschriebene C-Bogen aus Bild 6.16. Aufheizen der dünnen Gelenkstrukturen führt auch hier zu einer Veränderung der Energiekurve, so dass die zweite stabile Position keine Gleichgewichtslage mehr darstellt und der Mechanismus in seine Fertigungsstellung zurückkehrt. Zusätzlich ruft die Ausdehnung der deformierten Gelenke ein Moment hervor, das die Rückstellbewegung unterstützt.

6.5.2 Bistabiler Mechanismus mit integrierter Hin- und Rückstellung

Auch durch Erweiterung des in Abschnitt 3.5 beschriebenen elektrothermischen Pseudo-Bimorph-Aktors (vgl. Bild 3.15) um ein weiteres Federelement lässt sich bistabiles Verhalten erzeugen [318]. Bild 6.20 a zeigt die resultierende Struktur.

Die Ausbildung der stabilen Gleichgewichtslagen lässt sich anhand von Bild 6.20 b verdeutlichen: Sowohl der Pseudo-Bimorph als auch der dritte Arm bewegen sich separat betrachtet auf einer Kreisbahn. Durch die Kopplung der Enden wird die Bewegung

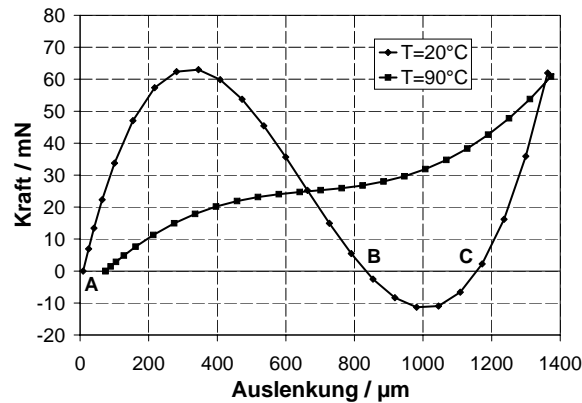


Bild 6.19: Kraft-Weg-Kennlinie des bistabilen Mechanismus mit nachgiebiger Verankerung für unterschiedliche Temperaturen

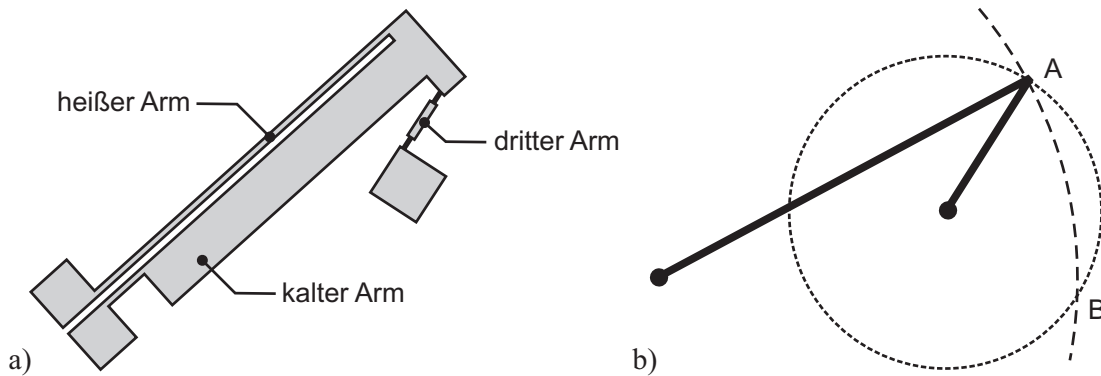


Bild 6.20: Konzept des bistabilen Pseudo-Bimorphs: a) Erweiterung der Aktorstruktur um einen dritten Arm, b) Ausbildung der stabilen Stellungen A+C

der resultierenden Gesamtstruktur zunächst blockiert. Erst durch elastische Verformung — Stauchung des dritten Arms bzw. Dehnung des Pseudo-Bimorphs — wird eine Auslenkung ermöglicht. Die zwei Positionen, in denen sich die beiden Kreisbahnen der Einzelstrukturen schneiden, stellen bei entsprechender Dimensionierung der Nachgiebigkeiten stabile Positionen dar. Bild 6.21 a zeigt ein vereinfachtes Pseudo-Starrkörper-Modell der Struktur, mit dem sich das Kraft-Weg-Verhalten, wie in Abschnitt 6.3.1 beschrieben, bewerten lässt.

Bild 6.21 b zeigt die Kraft-Weg-Charakteristik einer optimierten Struktur aus SU-8 mit einem Stellweg von etwa $250\ \mu\text{m}$ [318]. Es sind deutliche Abweichungen zwischen den Ergebnissen der Pseudo-Starrkörper-Modellierung und der FE-Rechnung zu erkennen. Diese sind auf die vorgenommenen Vereinfachungen zurückzuführen.

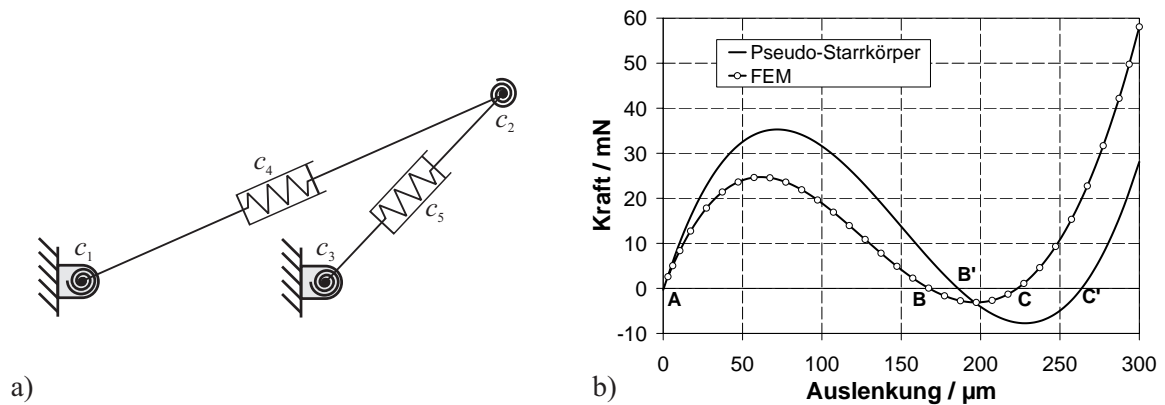


Bild 6.21: a) Pseudo-Starrkörper-Modell des bistabilen Pseudo-Bimorphs, b) Vergleich der Kraft-Weg-Charakteristik von Pseudo-Starrkörper- und Finite-Elemente-Modell

Die wichtigsten Abmessungen des Mechanismus sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst.

Tabelle 6.1: Abmessungen des bistabilen Pseudo-Bimorphs

| Element | Länge / μm | Breite / μm |
|------------------------|-----------------------|------------------------|
| „heißer“ Arm | 10.000 | 1.000 |
| „kalter“ Arm | 9.000 | 1.000 |
| Gelenk „kalter“ Arm | 1.000 | 150 |
| Gelenk dritter Arm | 100 | 20 |
| Verdickung dritter Arm | 600 | 60 |

Durch Veränderung der elektrischen Beschaltung lässt sich der Mechanismus zwischen seinen stabilen Positionen hin- und herschalten. Durch serielle Bestromung der beiden Aktorarme wird die Struktur aus der Fertigungsstellung bis in die zweite stabile Position ausgelenkt (vgl. Bild 6.22 a). Dort verbleibt sie auch nach Abschalten des Stroms. Bei Umschalten auf parallele Bestromung bewegt sich der Aktor in die

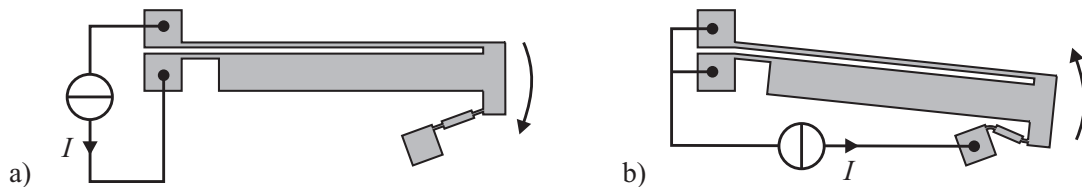


Bild 6.22: Bestromung des bistabilen Pseudo-Bimorphs:
a) Hinstellung, b) Rückstellung

entgegengesetzte Richtung (Bild 6.22 b). Gleichzeitig dehnt sich auch der dritte Arm aus, was zu einer Veränderung des mechanischen Spannungszustands und damit zu einer weiteren Unterstützung der Rückstellbewegung führt.

Bild 6.23 zeigt die Mikroskop-Aufnahme der ersten Realisierung des bistabilen Pseudo-Bimorphs unter Einsatz von unvernetztem SU-8 als Operschichtmaterial. An diesem konnte das bistabile Verhalten demonstriert werden. Allerdings treten in den Gelenken des dritten Arms noch unzulässig hohe Spannungen auf, so dass der Mechanismus bereits nach wenigen Schaltvorgängen versagt.

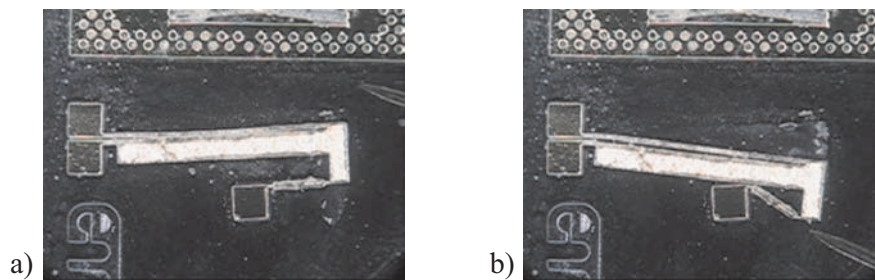


Bild 6.23: Bistabiler Pseudo-Bimorph aus SU-8

Der beschriebene bistabile Mechanismus mit integrierter, elektrothermischer Hin- und Rückstellung wurde im Rahmen einer Erfindungsmeldung offengelegt [319]. Die Patentanmeldung befand sich zum Zeitpunkt der Veröffentlichung noch in Prüfung.

6.6 Inchwormplattform mit bistabiler Klemmung

Bei der Auslegung des bistabilen Klemm-Mechanismus werden eine Reihe von Anforderungen zu Grunde gelegt, die vor allem aus der Aktorkompatibilität sowie aus der angestrebten Zuverlässigkeit des Systems resultieren:

1. erforderliche Stellkraft
2. erforderlicher Stellweg
3. Robustheit der Gleichgewichtslagen
4. mechanische Spannungen

Die Klemmung des Läufers basiert auf einer Mikroverzahnung, deren Zahnabstand der Schrittweite des Antriebs entsprechend $50\text{ }\mu\text{m}$ beträgt. Um diese Verzahnung zuverlässig zu öffnen, gleichzeitig aber die erforderlichen Aktorstellweg in Grenzen zu halten, wird ein Abstand zwischen den stabilen Stellungen im Bereich $100\text{--}300\text{ }\mu\text{m}$ angestrebt. Die Kraft zum Bewegen des Mechanismus muss jederzeit kleiner als die verfügbare Stellkraft eines elektrothermischen Aktors sein. Bezüglich der mechanischen

Spannungen ist darauf zu achten, dass die Festigkeitsgrenzen von SU-8 im Bereich 50–70 MPa nicht überschritten werden (vgl. Abschnitt 2.3). Die Einhaltung dieser Forderung wird im Rahmen der FE-Simulation anhand der VON-MISES-Vergleichsspannung überprüft.

6.6.1 Bistabiler Klemm-Mechanismus aus SU-8

Der Einsatz von SU-8 zur Herstellung bistabiler Mechanismen ist aus der Literatur bisher nicht bekannt. Daher gilt es zunächst die prinzipielle Machbarkeit zu zeigen. Für die Realisierung der Klemmung wird auf den Doppelbalken-Mechanismus mit konzentrierten Festkörpergelenken nach Bild 6.24 a zurückgegriffen.

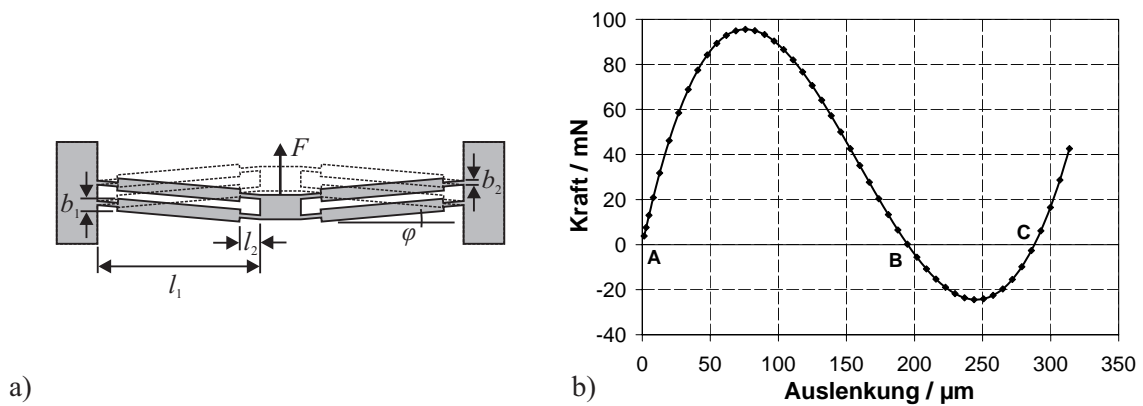


Bild 6.24: Bistabiler Doppelbalken: a) Geometrie mit den beiden stabilen Gleichgewichtsstellungen, b) Kraft-Weg-Kennlinie

Dieser bietet über die geometrischen Abmessungen, wie Gelenkbreite und -länge (l_1, b_1), Balkenbreite und -länge (l_2, b_2) sowie den Winkel φ , eine Reihe von Parametern zur Beeinflussung des mechanischen Verhaltens. Eine Optimierung der geometrischen Parameter mittels nichtlinearer Finite-Elemente-Simulation führt zu den in Tabelle 6.2 zusammengefassten Abmessungen [320]. Bild 6.24 b zeigt das zugehörige Kraft-Weg-Diagramm.

Der Klemm-Mechanismus wird durch Kombination zweier Doppelbalken-Mechanismen nach Bild 6.24 a mit je einem elektrothermischen Kniehebelaktor zur

Tabelle 6.2: Abmessungen des bistabilen Doppelbalkens

| Parameter | Einheit | Wert | Parameter | Einheit | Wert |
|--------------------|---------------|------|--------------------|---------------|------|
| Schichtdicke d | μm | 500 | Winkel φ | $^\circ$ | 5 |
| Balkenlänge l_1 | mm | 2 | Gelenklänge l_2 | μm | 250 |
| Balkenbreite b_1 | μm | 150 | Gelenkbreite b_2 | μm | 50 |

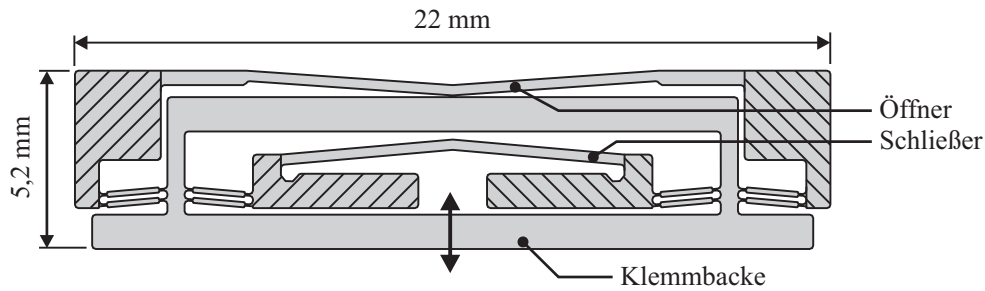


Bild 6.25: Testgeometrie eines bistabilen Klemm-Mechanismus mit elektrothermischer Hin- und Rückstellung

Hin- (Schließer) und Rückstellung (Öffner) realisiert. Bild 6.25 zeigt die Geometrie der Klemmung, die zu Testzwecken in ein Maskendesign umgesetzt wurde.

Die Kraft-Extremwerte sowie die Abstände zwischen dem instabilen Gleichgewichtspunkt und den beiden stabilen Stellungen der Klemmbacke bestimmen die Aktorkompatibilität. Im Vergleich zum Einzelmechanismus weist die Klemmung höhere Maximal- und Minimalkräfte auf (vgl. Bild 6.24 b und Bild 6.26). Aufgrund der endlichen Steifigkeit der Rahmenstruktur sind die für den Wechsel von einer stabilen Position zur anderen erforderlichen Kräfte trotz Parallelschaltung zweier Doppelbalken nicht exakt doppelt so groß. Die beiden Extremwerte liegen bei 150 mN bzw. -50 mN. Der Weg zwischen den beiden Stellungen bleibt mit 292 μm in etwa konstant.

In Bild 6.26 sind gleichzeitig die Kraft-Weg-Kennlinien der Hin- und Rückstellaktoren dargestellt. Diese sind, ausgehend von den beiden stabilen Positionen und jeweils bis über die instabile Stellung hinaus, stets größer als die resultierenden Rückstellkräfte und demnach ausreichend, die Klemmung zu öffnen und zu schließen.

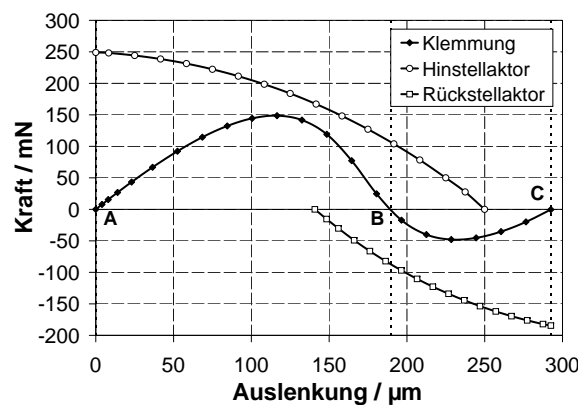


Bild 6.26: Kraft-Weg-Verhalten der bistabilen Klemmung sowie der Hin- und Rückstellaktuatorik (Hinstellaktor $l = 12 \text{ mm}$, $b = 300 \mu\text{m}$, $\varphi = 5^\circ$; Rückstellaktor: $l = 8 \text{ mm}$, $b = 300 \mu\text{m}$, $\varphi = 3^\circ$)

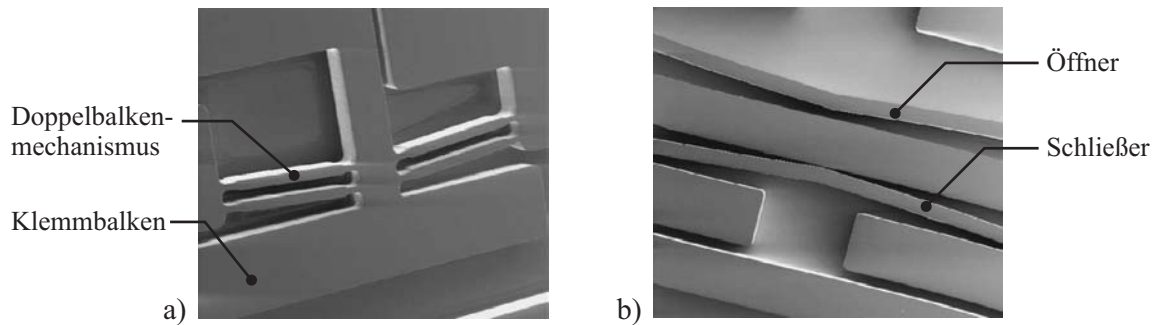


Bild 6.27: REM-Aufnahmen der bistabilen Klemmung: a) Doppelbalken-Mechanismus, b) elektrothermische Hin- und Rückstellung

Bistabile Klemm-Mechanismen nach Bild 6.25 wurden mit Hilfe des in Abschnitt 2.4.5 beschriebenen Opferschichtprozesses gefertigt und auf Bistabilität sowie elektrothermische Aktuierung getestet (Bild 6.27). Bild 6.28 zeigt einen Doppelbalken-Mechanismus aus SU-8 in seinen beiden stabilen Gleichgewichtsstellungen. Der beobachtete Schaltweg zwischen den stabilen Stellungen liegt im Bereich $320\text{--}375\text{ }\mu\text{m}$ und ist damit größer als mittels FE-Rechnung vorhergesagt.

Im ersten Anlauf zeigten nicht alle SU-8-Mechanismen das angestrebte bistabile Verhalten bzw. eine stark eingeschränkte Lebensdauer. Im besten Fall versagten die Strukturen nach wenigen Schaltzyklen aufgrund hoher Belastungen im Bereich der flexiblen Gelenke. Diese Abweichung zum berechneten Verhalten lässt sich auf die Vernachlässigung der prozessbedingten Materialspannungen in der FE-Rechnung zurückführen. Die vornehmlich beim Abkühlvorgang nach dem Postbake induzierten Zugspannungen führen zu einer Vorbelastung der Struktur in der Fertigungsstellung, so dass die Festigkeitsgrenze bereits für kleinere Auslenkungen als von der Simulation vorhergesagt erreicht wird. Gleichzeitig führt resultierende Spannungsversteifung

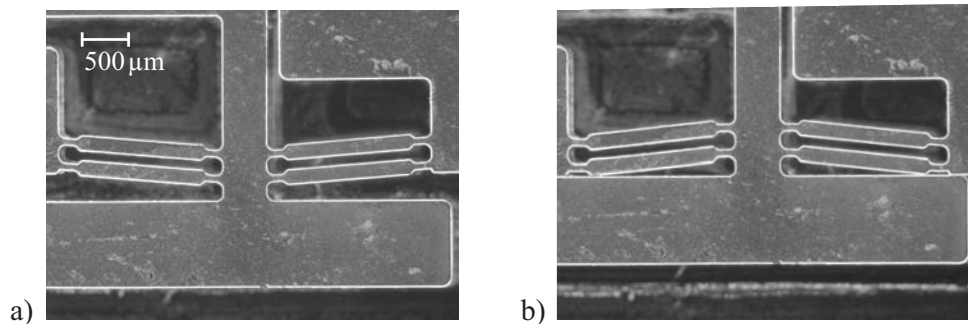


Bild 6.28: Lichtmikroskopische Aufnahme des bistabilen Doppelbalken-Mechanismus: a) Fertigungsstellung, b) zweite stabile Stellung nach Umschalten

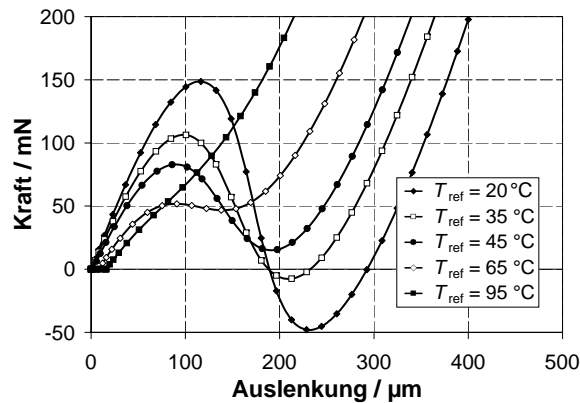


Bild 6.29: Einfluss von thermisch induzierten Zugspannungen auf das Verhalten des bistabilen Doppelbalkens aus SU-8

zu erhöhten Rückstellkräften der flexiblen Gelenke, die dem angestrebten bistabilen Verhalten entgegen wirken. Durch Berücksichtigung und Variation der Referenztemperatur des spannungsfreien Zustands T_{ref} im Finite-Elemente-Modell, wie in Abschnitt 4.5.3 beschrieben, wird der Einfluss auf die Kraft-Weg-Kennlinie deutlich (Bild 6.29).

Das Verhalten der untersuchten Mechanismen lässt sich durch Absenken der Postbake-Temperatur auf 60 °C und damit Reduzieren der thermischen Spannungen verbessern. Allerdings wirkt sich dieser Schritt negativ auf die Steifigkeit der elektrothermischen Aktoren und damit auf die erreichbaren Aktorkräfte aus. Stattdessen wird der Einfluss der thermischen Spannungen schon bei der Auslegung der Mechanismen im FE-Modell berücksichtigt, wie bereits für die elektrothermischen Aktoren erfolgreich geschehen. Gleichzeitig wird die Doppelbalken-Geometrie durch den in Abschnitt 6.4 beschriebene Kosinusbogen ersetzt (vgl. Bild 6.15 b). Dieser erlaubt es, die

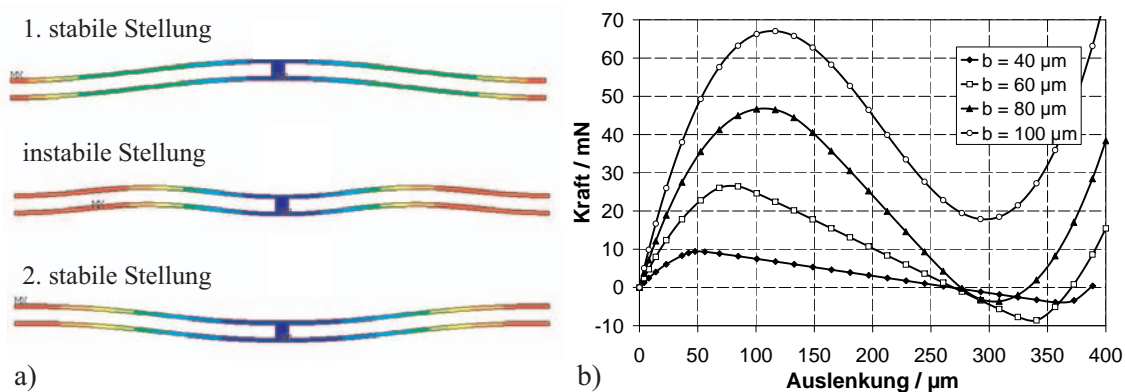


Bild 6.30: Kraft-Weg-Verhalten des doppelten Kosinusbogens: a) Auslenkung aus FE-Simulation, b) Einfluss der Stegbreite

auftretenden Biegespannungen über einen größeren Bereich zu verteilen, anstatt sie in lokalisierten Gelenken zu konzentrieren. Bild 6.30 zeigt die Kraft-Weg-Kennlinie einer Struktur der Armlänge $l = 3 \text{ mm}$ und Mittenauslenkungen $h = 200 \mu\text{m}$ für unterschiedliche Stegbreiten b . Es wird deutlich, wie sich die Stegbreite und damit der Geometriefaktor Q auf das Verhalten auswirkt. Mit zunehmender Breite reduziert sich der Abstand der stabilen Positionen. Gleichzeitig steigt aufgrund zunehmender Steifigkeit die zum Erreichen der zweiten stabilen Position erforderliche Kraft. Ab einer Breite von etwa $85 \mu\text{m}$ geht das bistabile Verhalten verloren.

In Bild 6.31 sind zwei- und vierarmige Kosinusbögen aus SU-8 in ihren beiden stabilen Gleichgewichtslagen zu sehen. Die Strukturen zeigen zuverlässig bistabiles Verhalten, erweisen sich jedoch als empfindlich gegenüber parasitären Kräften und Momenten, die beim Auslenken mit einer Probernadel entstehen. Die resultierenden Torsionen des Mittelsteiges führen zu unzulässig hohen Spannungen und damit schnell zum Bruch.

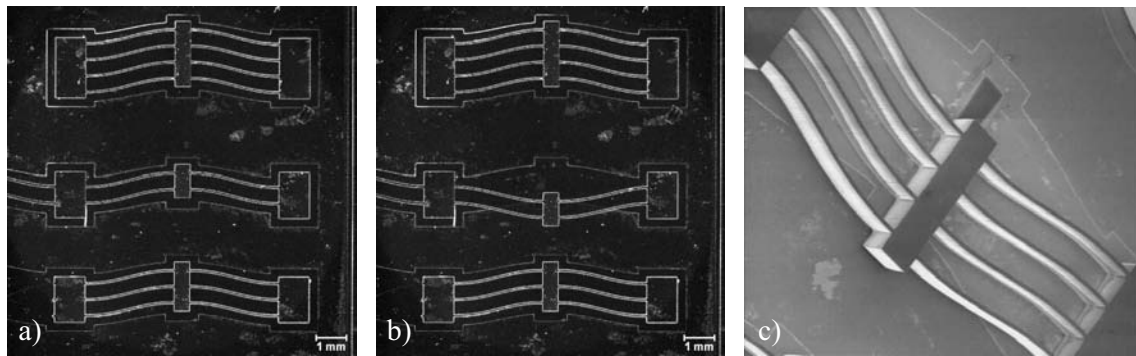


Bild 6.31: Bistabile Mechanismen aus SU-8: a+b) zweiarmiger Kosinusbogen in seinen beiden stabilen Stellungen, c) vierarmiger Kosinusbogen in zweiter stabiler Stellung

Mit diesen Ergebnissen kann der Entwurf eines bistabilen Klemm-Mechanismus für die miniaturisierte Inchwormplattform überarbeitet werden. Dazu wird die Doppelbalkenaufhängung der Klemmbacke durch die fünffache Kosinusbogen-Anordnung nach Bild 6.32 ersetzt. Durch Reduzieren der Balkenbreite auf $45 \mu\text{m}$ lassen sich die maximal auftretenden mechanischen Spannungen auf 50 MPa begrenzen; die Parallelanordnung kompensiert den Verlust an Steifigkeit. Um der Unsymmetrie der Kraft-Weg-Kennlinie Rechnung zu tragen und höhere Kräfte erzeugen zu können, wird der Öffner als Doppelaktor realisiert. Die außermittige Krafteinleitung über zwei Kontaktstellen verhindert außerdem ein Verkippen der Klemmbacke.

Finite-Elemente-Simulation liefert die in Bild 6.33 dargestellte Kraft-Weg-Kennlinie. Abweichungen von der Nominalcharakteristik durch den Einfluss thermischer Spannungen und Schwankungen im Elastizitätsmodul lassen sich durch die grau und gestrichelt gezeichneten Kurven abschätzen, die als Grenzkurven für die Akto-

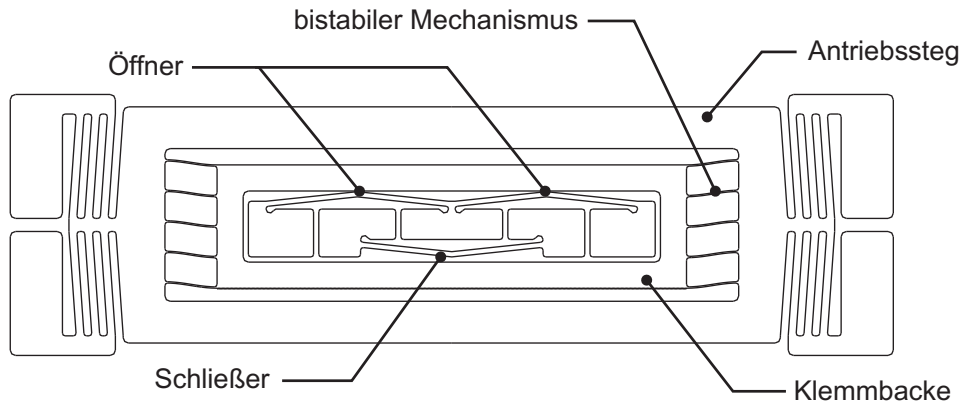


Bild 6.32: Bistabile Klemmbacke mit elektrothermischer Hin- (Öffner, $l = 9\text{ mm}$, $b = 200\text{ }\mu\text{m}$, $\varphi = 3^\circ$) und Rückstellung (Schließer, $l = 8\text{ mm}$, $b = 200\text{ }\mu\text{m}$, $\varphi = 4^\circ$)

rauslegung dienen. Sowohl für die Hin- (Öffner) als auch die Rückstellung (Schließer) findet sich eine Aktorgeometrie, die den Anforderungen des Mechanismus genügt. Um die Klemmkraft im geschlossenen Zustand zu maximieren und im geöffneten Zustand möglichst unempfindlich gegenüber externen Störeinflüssen zu sein, werden die stabilen Stellungen in die Lage der Kraft-Extremwerte verschoben. Dies lässt sich auf der einen Seite durch Einfügen eines um $125\text{ }\mu\text{m}$ übermäßigen Läufers und auf der anderen Seite durch Einführen eines mechanischen Endanschlags, der die Bewegung der Klemmbacke auf $340\text{ }\mu\text{m}$ begrenzt, erreichen. Dadurch reduzieren sich gleichzeitig die zum Überwinden der instabilen Position erforderlichen Aktorstellwege.

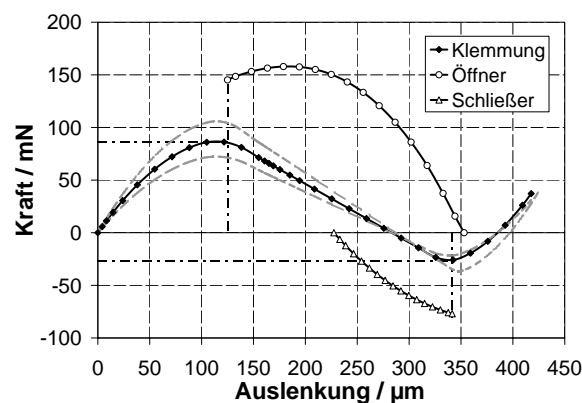


Bild 6.33: Kraft-Weg-Kennlinie der integrierten bistabilen Klemmung sowie der elektrothermischen Hin- ($U = 2,5\text{ V}$) und Rückstellaktoren ($U = 1\text{ V}$)

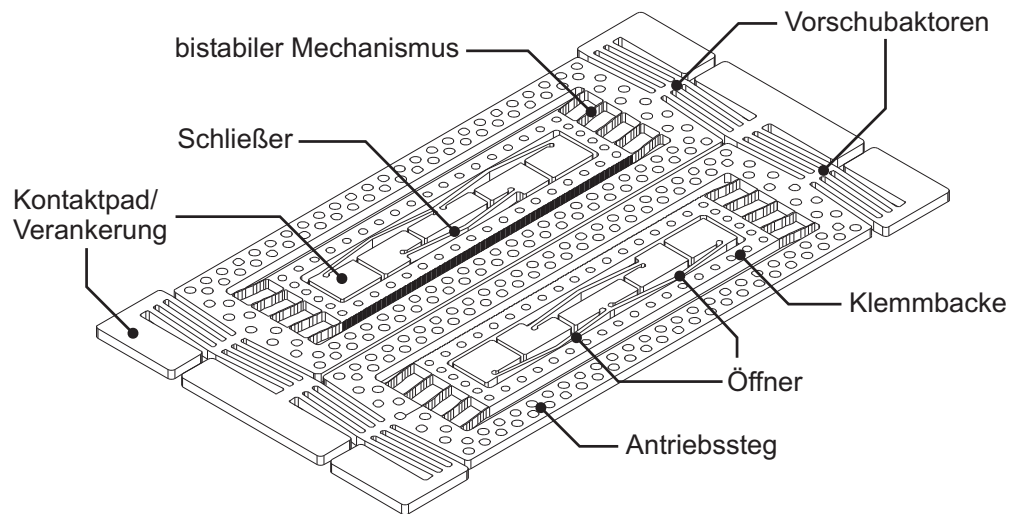


Bild 6.34: Elektrothermische Inchwormplattform mit integrierter, bistabiler Klemmung

Damit erreicht die optimierte Klemmung aus SU-8 eine Klemmkraft von 86 mN, was nach Gleichung 5.2 einer stromlosen Haltekraft von etwa 254 mN entspricht. Bild 6.34 zeigt prinzipiell die Integration der Klemmung in den realisierten Schrittantrieb.

7 Anwendungen

Wenngleich dieser Arbeit keine konkrete Anwendung zu Grunde lag, ergaben sich dennoch — teilweise inspiriert aus anderen Projekten und Forschungsarbeiten — im Laufe der Zeit diverse Anregungen für mögliche Anwendungen der miniaturisierten Inchwormplattform. Im Folgenden werden einige davon vorgestellt.

7.1 Miniaturisiertes Positioniersystem

Ausgangspunkt für die hier vorgestellte mikrostrukturierte Inchwormplattform ist die feinwerktechnisch realisierte, parallelkinematische Positioniereinheit aus der Dissertation von Uwe Jungnickel in Bild 7.1 a., deren Antriebskonzept zur hier vorgestellten Mikro-Inchwormplattform weiterentwickelt wurde. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit etablierten Prozesse der UV-Tiefenlithographie lassen sich allerdings über die Minaturisierung der Schrittantriebe hinaus auch für die Fertigung entsprechender Parallelkinematiken nutzen. Dazu sind diese – ähnlich wie die Läufer der Inchwormplattform – auf einem separaten Substrat zu strukturieren, mittels einer Opferschicht abzulösen und anschließend aufgeklappt auf die Antriebseinheit aufzustecken. Das CAD-Modell einer möglichen Realisierung ist in Bild 7.1 b dargestellt.

Die größte technologische Herausforderung bei der Miniaturisierung dreidimensionaler Parallelkinematiken liegt dabei in der Realisierung geeigneter Festkörpergelenke,

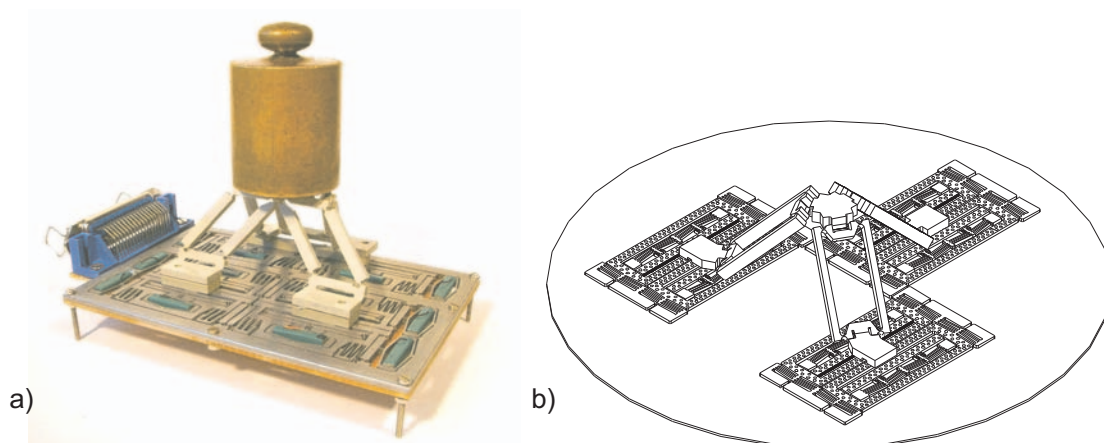


Bild 7.1: Inchwormplattform als Antrieb für parallelkinematische Mikro-Positioniersysteme: a) feinwerktechnische Realisierung [1], b) CAD-Modell einer mikrostrukturierten Variante

die Auslenkungen von einigen zehn Grad auch über eine größere Zyklenzahl ermöglichen, ohne dabei zu versagen. Ein denkbarer Optimierungsansatz ist hier die Ausnutzung des pseudo-elastischen Materialverhaltens nickeltitan- oder kupferbasierter Formgedächtnislegierungen. Diese Materialien weisen einen Elastizitätsmodul von ca. 80 GPa auf und erlauben hohe reversible Dehnungen von bis zu 20 %. Dadurch werden stoffschlüssige Gelenke mit hoher Steifigkeit gegenüber parasitären Bewegungen und gleichzeitig große Verformungen, d. h. eine hohe Beweglichkeit, ermöglicht [321].

7.2 Miniaturisierter Monochromator

In der analytischen Messtechnik spielt die wellenlängenselektive Analyse optischer Strahlung eine bedeutende Rolle. Dabei wird die von einer Probe transmittierte oder reflektierte Strahlung mit Hilfe eines Prismas oder Gitters spektral zerlegt und auf einen photoempfindlichen Detektor gelenkt. Je nach relevantem Wellenlängenbereich (UV/VIS, NIR) werden hierfür in der Regel Photodioden-Arrays aus Silizium oder Germanium eingesetzt, die in der Lage sind, vollständige Spektren parallel zu erfassen. Solche Spektrometer werden von verschiedenen Firmen in unterschiedlich stark miniaturisierter Form angeboten. Das in Bild 7.2a gezeigte Mikrospektrometer mit LIGA-technisch hergestelltem Beugungsgitter von Boehringer Ingelheim microParts zählt zu den kleinsten auf dem Markt [322]. Bei diesem System handelt es sich um ein Gitterspektrometer in SEYA-NAMIOKA-Anordnung, bei dem das abbildende Konkav-Gitter (Radius $2R$), wie in Bild 7.2b dargestellt, auf dem sogenannten ROWLAND-Kreis (Radius R) angeordnet ist.

Das aberationskorrigierte, holographische Gitter zerlegt die einfallende Strahlung spektral und bildet das resultierende Spektrum gleichzeitig linear auf ein Photodioden-

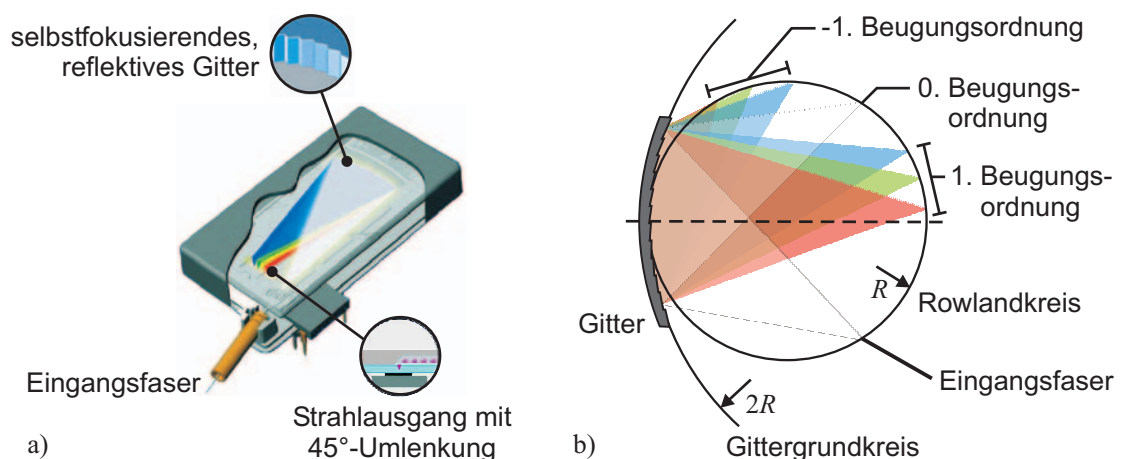


Bild 7.2: a) Faseroptisches Mikrospektrometer [322], b) Gitterspektrometer in SEYA-NAMIOKA-Anordnung

array in der ausgangsseitigen Fokusebene ab. Die Zuführung des polychromatischen Lichts erfolgt über einen Lichtwellenleiter aus Quarzglas.

Auf Basis dieser Gitteranordnung lässt sich ein faseroptischer Mikro-Monochromator realisieren, der das gezielte Auskoppeln schmalbandiger Wellenlängenbereiche aus dem erzeugten Spektrum ermöglicht. Dazu ist anstelle des Photodiodenarrays ein beweglicher Ausgangsspalt so im abgebildeten Spektrum zu positionieren, dass gerade das gewünschte Wellenlängenband ausgekoppelt wird. Als Ausgangsspalt kann dabei ein Lichtwellenleiter dienen, der mit Hilfe der Inchwormplattform entlang des Spektrums verfahren wird. Bild 7.3 verdeutlicht die prinzipielle Funktionsweise.

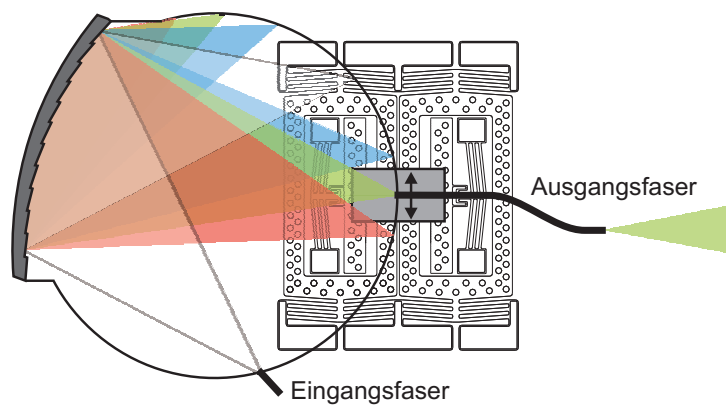


Bild 7.3: Faseroptischer Mikro-Monochromator auf Basis einer miniaturisierten Inchwormplattform

Geht man von einem Gitter aus, wie es im microParts-Spectrometer eingesetzt wird, sollte die Positionsauflösung des Antriebs entsprechend des Pixel-Pitchs im Detektorarray mindestens $25\text{ }\mu\text{m}$ betragen. Analog zur Länge der Diodenzeile mit 256 Pixeln ist dann ein Verfahrensweg von 64 mm erforderlich. Die Breite der Bandpass- oder Spaltfunktion eines Monochromators wird üblicherweise als Halbwertsbreite $\Delta\lambda_{0,5}$ (*full width at half maximum, FWHM*) angegeben. Diese hängt nach Gleichung 7.1 unter Vernachlässigung von Abbildungsfehlern nur von der linearen Dispersion $\frac{d\lambda}{dx}$ des Gitters sowie der Breite des Ausgangsspalts s ab.

$$\Delta\lambda_{0,5} = s \frac{d\lambda}{dx} \quad (7.1)$$

Lithographisch hergestellte Gitter erreichen eine lineare Dispersion von $0,1\text{--}0,15\text{ nm}/\mu\text{m}$. Die Halbwertsbreite eines miniaturisierten Monochromators kann demnach bei einem Ausgangsspalt von $100\text{ }\mu\text{m}$ mit $10\text{--}15\text{ nm}$ abgeschätzt werden.

Neben den LIGA-technisch hergestellten Beugungsgittern [323–325] sind aus der Literatur auch Ansätze bekannt, diese mit Hilfe der kostengünstigeren UV-Tiefenlithographie aus SU-8 herzustellen [140, 141, 326]. Das Konzept des miniatu-

risierten Monochromators ist demnach prinzipiell mit der im Rahmen dieser Arbeit eingeführten Prozesstechnologie kompatibel.

Ein solcher Mikro-Monochromator eignet sich besonders für den Einsatz in tragbaren Messgeräten, da hier die Verfügbarkeit im Feld für die im Vergleich zu wesentlich größeren Laborgeräten reduzierte Auflösung entschädigt. Eine beispielhafte Anwendung ist die regelmäßige Vermessung des Farborts von Verkehrsschildern zur Sicherstellung der geforderten Signalwirkung. Dabei erfordern die heutzutage eingesetzten fluoreszierenden Folien eine bi-spektrale Messung. Ein realisierter Laboraufbau nutzt bereits ein Mikrospektrometer für die Zerlegung der Strahlung. Die spektrale Beleuchtung der Probe wird mit einem Monochromator realisiert, der allerdings bisher die größenbestimmende Komponente darstellt [327, 328].

7.3 Faseroptischer 1xN-Schalter

Ein weiteres Anwendungsgebiet in der optischen Messtechnik stellen optische $1 \times N$ -Schalter für Multimode-Lichtwellenleiter dar, wie sie z.B. als Multiplexer beim sequentiellen Spektroskopieren mehrerer Proben benötigt werden. Die Faserdurchmesser betragen hier üblicherweise $120\text{--}1000\text{ }\mu\text{m}$, so dass Konzepte basierend auf direkter Faser-Faserkopplung realisierbar sind. Bedingt durch die messtechnische Anwendung wird eine wellenlängenunabhängige Einfügedämpfung des faseroptischen Schalters gefordert. Zumindest sollte die Wellenlängenabhängigkeit jedoch konstant über der Zeit und für alle Schalterstellungen sein, um eine spätere Kalibration zu ermöglichen.

Bild 7.4 zeigt Schalterkonzepte auf Basis der Inchwormplattform [329]. Die Anzahl möglicher Eingänge ist dabei im Wesentlichen nur durch den maximal realisierbaren Stellweg des Antriebs begrenzt. Beide Konzepte arbeiten bidirektional, so dass sie auch als Demultiplexer eingesetzt werden können. Für direkte Faser-Faserkopplung mit ei-

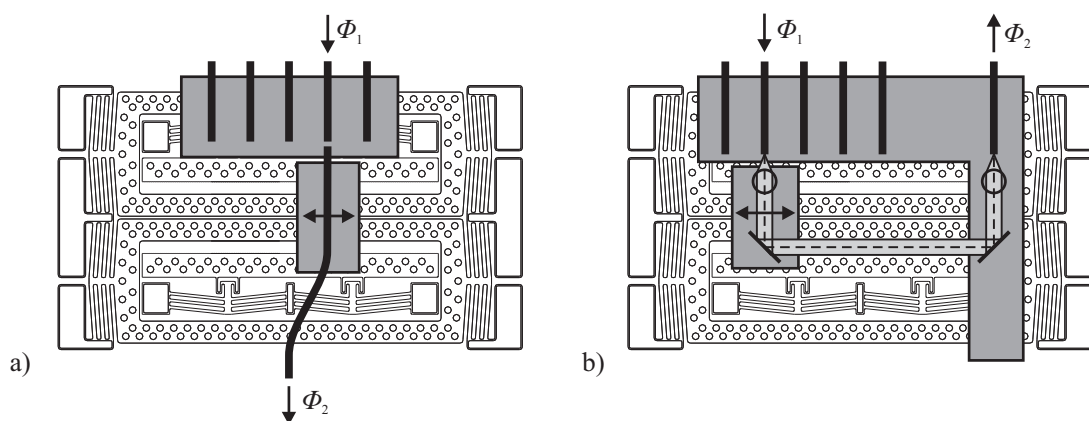


Bild 7.4: Faseroptischer $1 \times N$ -Schalter auf Basis einer miniaturisierten Inchwormplattform: a) direkte Faserkopplung, b) umgelenkter Strahlengang

nem Koppelabstand von $100\text{ }\mu\text{m}$ lässt sich die realisierbare Einfügedämpfung mit etwa 2 dB abschätzen. Die Dämpfung außerhalb des Lichtwellenleiters ist für diesen Fall wellenlängenunabhängig. Wird als zusätzliche Randbedingung die Zuführung sämtlicher Fasern von einer Seite gefordert, steigt die Komplexität des Aufbaus durch die erforderliche Strahlumlenkung.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit beschreibt den Übergang vom miniaturisierbaren zum miniaturisierten Schrittantrieb am Beispiel der von Uwe Jungnickel vorgeschlagenen Inchwormplattform [1, 36, 39] sowie deren tiefenlithographische Fertigung im Batch-Prozess. Sie gliedert sich in zwei Hauptschwerpunkte: Der erste Teil behandelt Auswahl und Aufbau der erforderlichen Fertigungstechnologien zur Realisierung freitragender Strukturen aus SU-8 am Institut EMK. Der zweite Schwerpunkt beschäftigt sich mit der Modellierung und Auslegung elektrothermischer Aktoren sowie darauf aufbauend mit der Realisierung einer miniaturisierten Inchwormplattform. Ergänzend werden bistabile Klemm-Mechanismen untersucht, mit dem Ziel, die Effizienz des Antriebs zu steigern. Bild 8.1 zeigt die zeitliche Entwicklung der Inchwormplattform ausgehend vom ersten *proof-of-principle* bis hin zur mikrostrukturierten Variante in Batch-Fertigung.

8.1 Zusammenfassung

Die Inchwormplattform, ein planarer Schrittantrieb inspiriert von der historischen Fahrkunst [1, 39], eignet sich aufgrund ihres monolithischen Aufbaus besonders gut für die Skalierung und Herstellung mittels mikrotechnischer Strukturierungsverfahren. Hierfür wurden nach Auswahl und Beschaffung der erforderlichen Anlagen in den Reinraumlaboren am Institut EMK sämtliche Prozesse für die photolithographische Strukturierung von Dickschicht-Resisten etabliert. Dabei wird der epoxidharz-basierte Photoresist SU-8 aufgrund seiner lithographischen und mechanischen Eigenschaften als Konstruktionswerkstoff für mikromechanische Strukturen genutzt.

Im Rahmen der Prozessentwicklung mussten neben der Optimierung charakteristischer Kenngrößen, wie Auflösung, Aspektverhältnis, Kantensteilheit und Substrathaftung, auch die Materialeigenschaften des vernetzten SU-8 ermittelt werden, um eine Grundlage für die spätere Auslegung des Schrittantriebs zu schaffen: Anhand von Biegeversuchen konnten Literaturangaben zum Elastizitätsmodul bestätigt werden. Unsicherheiten bezüglich des thermischen Ausdehnungskoeffizienten wurden mit Hilfe von Dilatometer-Messungen ausgeräumt. Darüberhinaus wurde – soweit bekannt erstmalig – die Temperaturabhängigkeit der thermischen Dehnung im relevanten Bereich zwischen Raumtemperatur und der Zersetzungstemperatur des Materials von 380 °C erfasst.

Mit der eingeführten UV-Tiefenlithographie steht am Institut EMK erstmals eine durchgängige Prozesskette für die Herstellung polymerbasierter Mikrosysteme zur Verfügung. Freitragende, mikromechanische Funktionselemente mit einer Schichtdicke

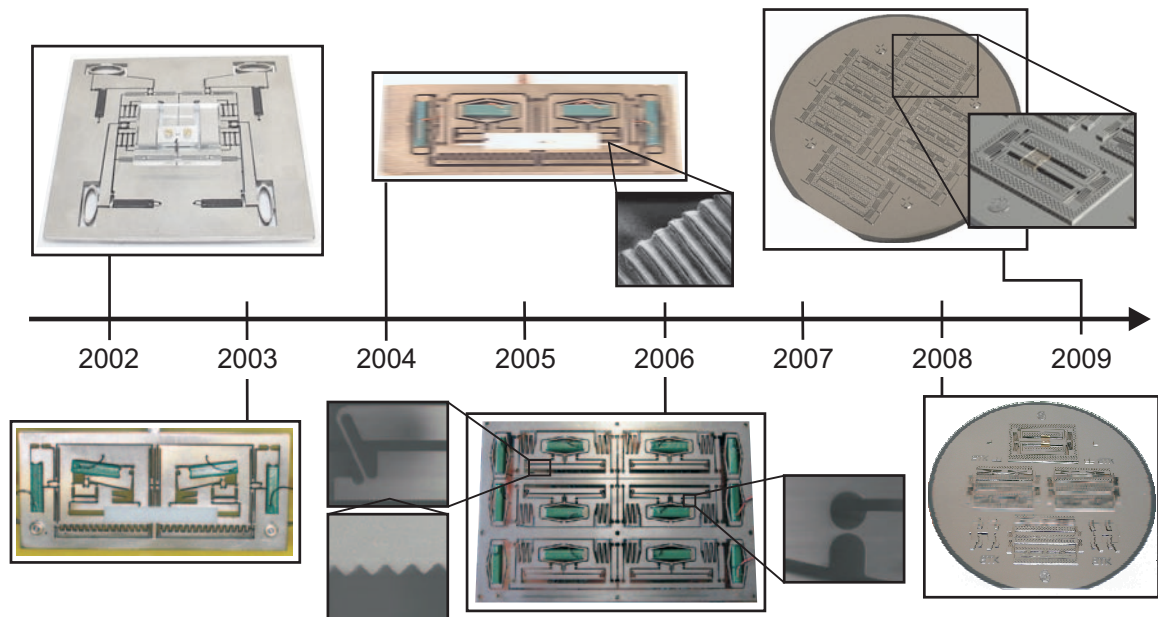


Bild 8.1: Entwicklungsstufen der Inchwormplattform (IWPF): 2002 – lasergeschnittene IWPF mit piezoelektrischen Stapelaktoren, Abmessungen $100 \times 100 \text{ mm}^2$ [38–40]; 2003/04 – lasergeschnittene IWPF mit piezoelektrischen Aktoren und gefräster Mikroverzahnung, $100 \times 35 \text{ mm}^2$ [1]; 2006 – drahterodierte Dreifach-IWPF mit piezoelektrischen Aktoren und Mikroverzahnung, $130 \times 85 \text{ mm}^2$ [37]; 2008 – mikrostrukturierte IWPF mit elektrothermischen Aktoren, Batchfertigung von vier Antrieben auf 100 mm-Substraten, $32 \times 22 \text{ mm}^2$ [330, 331]; 2009 – Batchfertigung von sechs Antrieben auf 100 mm-Substraten, $32 \times 22 \text{ mm}^2$

von $500 \mu\text{m}$ lassen sich mit Hilfe von Opferschichttechniken realisieren, wobei durch die megaschall-unterstützte Entwicklung Aspektverhältnisse bis $50 : 1$ erreicht werden. Der Einsatz thermisch angepasster FR-4-Substrate erlaubt es, sowohl die bei der Prozessierung entstehenden Spannungen, als auch die Durchlaufzeiten und Herstellungskosten zu reduzieren. Darüber hinaus wird mit diesem Ansatz zukünftig die Hybridintegration elektronischer Bauelemente und damit die Realisierung komplexer „Systems-on-a-PCB“ ermöglicht.

Die Nutzung von SU-8 als Konstruktionswerkstoff bringt eine Reihe von Vorteilen mit sich. Dazu gehören bezogen auf die lithographischen Eigenschaften die Strukturierbarkeit extrem dicker Schichten bei hohen Aspektverhältnissen sowie die Freiheit in der geometrischen Gestaltung. Mechanische Elemente profitieren vom elastischen Verhalten, der hohe Ausdehnungskoeffizient und das niedrige Elastizitätsmodul ermöglichen elektrothermische Aktoren hoher Empfindlichkeit, die sich bereits bei vergleichsweise niedrigen Temperaturen betreiben lassen. Zu den Nachteilen zählen auf technologischer

Seite die langen Prozesszeiten, die Empfindlichkeit gegenüber Prozessschwankungen sowie Chargenschwankungen in der Zusammensetzung der photoaktiven Komponente. Auch nach sorgfältiger Prozessierung erschweren thermische Spannungen und begrenzte Festigkeit die Realisierung zuverlässiger und langlebiger Mechanismen.

Die Inchwormplattform basiert in ihrer feinwerktechnischen Realisierung auf dem koordinierten Zusammenspiel von vier piezoelektrischen Stapelaktoren. Da sich diese Stellglieder nicht beliebig verkleinern lassen, werden sie schnell zum größtenbestimmenden Bauteil. Weiterhin wird im Zuge der angestrebten Miniaturisierung die integrierte Fertigung sämtlicher Aktorelemente gefordert, um dem Anspruch eines monolithischen Antriebs gerecht zu werden. Daher werden elektrostatische, magnetische, fluidische und elektrothermische Prinzipien – allesamt erprobte Wandlungsmechanismen der Mikrosystemtechnik – als Aktoralternativen untersucht. Neben den erreichbaren mechanischen Eigenschaften stellt dabei die Möglichkeit der tiefenlithographischen Realisierung aus SU-8 ein wesentliches Auswahlkriterium für das Aktorprinzip dar.

Hohe Kräfte und große Auslenkungen, beherrschbare Anforderungen an die Prozesstechnologie sowie ein geringer Flächenbedarf und die Möglichkeit der monolithischen Integration führen zur Auswahl elektrothermischer Aktoren. Die eingeschränkte Dynamik aufgrund schlechter Wärmeleitung des polymeren Werkstoffs verliert, wie die Diskussion des Skalierungsverhaltens zeigt, mit zunehmender Miniaturisierung an Bedeutung und wird daher in Kauf genommen. Daneben bieten sich magnetische Prinzipien an. Vor allem elektrodynamische Aktoren auf Basis polymergebundener Magnetpulver eignen sich für die tiefenlithographische Realisierung. Aufgrund der zusätzlich erforderlichen Prozesstechnologie wurden diese allerdings hier nicht näher betrachtet.

Am Beispiel des Kniehebelaktors aus SU-8 werden die theoretischen Grundlagen elektrothermischer Aktuierung durch JOULE'sche Erwärmung erarbeitet. Der besondere Schwerpunkt liegt dabei auf der Charakterisierung der Wärmetransportmechanismen, die sich aufgrund der hohen Schichtdicken und niedrigen Wärmeleitfähigkeit von SU-8 grundlegend von den Verhältnissen vergleichbarer Dünnschichtaktoren aus Polysilizium oder Metall unterscheiden. Während bei diesen die Wärmeleitung entlang der Aktorstruktur zu den Verankerungspunkten sowie über das dünne, überspannte Luftvolumen zum Substrat dominiert, zeigt sich experimentell, dass bei den tiefenlithographisch aus SU-8 erzeugten Strukturen vor allem der Wärmetransport durch die umgebende Luft eine Rolle spielt. Zur Beschreibung dieser Verlustanteile wird aus den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen ein empirischer Wärmeübergangskoeffizient ermittelt.

Basierend auf den Betrachtungen zum Wärmetransport lässt sich ein dreidimensionales elektro-thermo-mechanisches Modell des Kniehebelaktors ableiten und in dem Finite-Elemente-Programm ANSYS® implementieren. Die messtechnische Verifizierung erfolgt auf einem speziell für diesen Zweck adaptierten Wafer-Prober mit Hilfe einer digitalen Kamera und entsprechender Bildverarbeitungsalgorithmen. Mit diesem FE-Modell steht ein flexibles Werkzeug zur weiteren Charakterisierung des statischen und dynamischen Bewegungsverhaltens elektrothermischer Aktoren aus SU-8 zur Ver-

fügung, das zur Auslegung relevanter Aktorgeometrien beim Entwurf der miniaturisierten Inchwormplattform genutzt wird. Anhand eines ersten Funktionsmusters konnte die Funktionsfähigkeit der miniaturisierten Inchwormplattform gezeigt werden. Die koordinierte Ansteuerung der Vorschub- und Klemmaktoren erfolgt dabei über eine spezielle 4-Kanal-Stromquelle, die Charakterisierung auf dem beschriebenen Motion-Analyzer. Die messtechnische Charakterisierung zeigt weiteres Optimierungspotential im Bereich der Dynamik sowie bei der Reduzierung parasitärer Bewegungen des Läufers.

Mit dem Ziel, die Effizienz des elektrothermischen Antriebs zu steigern, werden bistabile Mechanismen diskutiert, die das stromlose Klemmen des Läufers ermöglichen. Für die Beschreibung der Kraft-Weg-Charakteristik unterschiedlicher Mechanismen werden sowohl Pseudo-Starrkörper- als auch Finite-Elemente-Modelle genutzt. Es werden Aktorkonzepte diskutiert und ein bistabiler Pseudo-Bimorph mit integrierter Aktorik vorgestellt. Mit Hilfe der etablierten Prozesstechnologie wird schließlich anhand verschiedener Teststrukturen die Realisierbarkeit bistabiler Mechanismen aus SU-8 aufgezeigt und dieser Basis das Konzept für eine Inchwormplattform mit bistabiler Klemmung erarbeitet.

Denkbare Applikationen der Mikro-Inchwormplattform liegen im Positionieren und Handling kleiner bis sehr kleiner Objekte. Darunter fallen beispielsweise das Ausrichten von Fügepartnern in der Mikromontage oder von Proben und Werkzeugen unter dem Mikroskop in der Mikroanalytik. Weitere Anwendungen sind im Feld der Mikrooptik denkbar. Aus diesem Bereich werden zwei konkrete Anwendungen beschrieben: Die Möglichkeit zur Realisierung eines faseroptischen $1 \times N$ -Schalters sowie das Konzept eines miniaturisierten Monochromators.

8.2 Ausblick

Aus den Ergebnissen und offenen Punkten dieser Arbeit lassen sich eine Reihe weiterführender Ansätze ableiten:

Bezogen auf die miniaturisierte Inchwormplattform werden die weitere Optimierung der Technologie, etwa durch Steigerung von Kantenqualität und thermischer Leitfähigkeit, helfen, Verbesserungen im Bereich Dynamik und parasitärer Bewegungen (seitlicher Versatz, Rollen und Gieren) zu erzielen. Die Eigenschaften von SU-8 lassen sich beispielsweise durch den Einsatz nanoskaliger Zusatzstoffe gezielt verändern [332–335]. Für die Optimierung elektrothermischer Aktoren aus SU-8 sind elektrisch und thermisch leitende Nanokomposite denkbar, die keiner zusätzlichen Metallisierung mehr bedürfen. Sinnvolle Ergänzungen der Prozesskette sind das nasschemische Metallisieren von SU-8 zur Realisierung von Elektroden, Heizfilmen oder lokaler Versteifung sowie das plasmagestützte Trockenätzen zum Veraschen des vernetzten Resists. Ein weiterer Anknüpfungspunkt ist die prozesstechnische Integration der Läuferfertigung, bei der gleichzeitig tribologische Themen zu adressieren sind. Auch die Aufbau- und

Verbindungstechnik, von der Kontaktierung der einzelnen Aktoren des Schrittantriebs mittels Drahtbonden [336] bis zum stark vernachlässigten Themenkomplex des Packings von Mikroantrieben bietet vielfältige Ansätze für zukünftige Forschungsarbeiten.

Eine weitere Miniaturisierung der Inchwormplattform kann sowohl durch einfache Skalierung als auch durch technologisch-konstruktive Maßnahmen erreicht werden. So lässt sich der laterale Flächenbedarf bei Realisierung eines mehrlagigen Opferschichtprozesses halbieren und damit die Anzahl der Antriebe pro Substrat verdoppeln. Bild 8.2 zeigt eine entsprechend zweischichtige Inchwormplattform in Explosionsdarstellung.

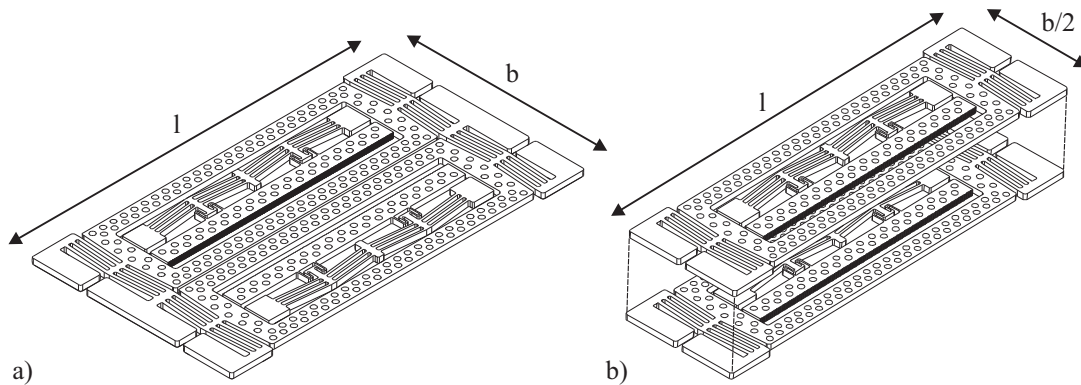


Bild 8.2: Mögliche Halbierung des Flächenbedarfs bei Realisierung der Inchwormplattform in einem Mehrlagenprozess: a) einlagig, b) zweilagig (Explosionsdarstellung)

Das Themengebiet bistabiler Mechanismen, gerade in Zusammenspiel mit elektrothermischen Aktoren, erscheint für zukünftige Anwendungen besonders attraktiv. Es konnte im Rahmen dieser Arbeit allerdings nicht erschöpfend bearbeitet werden. Hier kann eine detailliertere Materialqualifizierung zu einer robusteren Modellierung, Auslegung und damit letztlich Systemzuverlässigkeit beitragen. Auch Dauerfestigkeits- und Lebensdaueruntersuchungen, wie das Ermitteln von Wöhlerkurven für die verwendeten Materialien, stellen eine notwendige Voraussetzung für erfolgreiche Umsetzung der entwickelten Konzepte dar.

Eine weitere Verbesserung vor allem der dynamischen Modellierung elektrothermischer Aktoren lässt sich durch genauere Bestimmung der Materialeigenschaften des polymeren SU-8 in Abhängigkeit der Temperatur erreichen. Es empfiehlt sich beispielsweise die Ermittlung des Elastizitätsmoduls $E_{\text{SU-8}}(T)$ mittels dynamisch-mechanischer Analyse (DMA), der spezifischen Wärmekapazität $c_{p,\text{SU-8}}(T)$ mittels dynamischer Differenzkalorimetrie (*differential scanning calorimetry*, DSC) sowie der thermischen Leitfähigkeit $\lambda_{\text{SU-8}}(T)$ mittels Laser-Flash-Verfahren (vgl. [104]) im relevanten Temperaturbereich.

Neben der technologischen Infrastruktur kommt der elektromechanischen Charakterisierung eine gewichtige Rolle zu. Nachdem in dieser Arbeit für die elektrothermischen Kniehebelaktoren eine Möglichkeit zur messtechnischen Erfassung der mittleren Temperatur und lateralen Auslenkung geschaffen wurde, ist zukünftig vor allem in Hinblick auf die Verifizierung erreichbarer Aktorkräfte eine Erweiterung der Messtechnik anzustreben. Die Kraftmessung lässt sich dabei entweder mittels eines taktilen Sensors oder über die bereits vorhandene Bildverarbeitung anhand spezieller Teststrukturen realisieren [337–339]. Weiterhin kann die Aufnahme orts aufgelöster Temperatur- sowie dreidimensionaler Bewegungsprofile von Interesse sein.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass der Einsatz des polymeren SU-8 als Konstruktionswerkstoff mit all seinen spezifischen Vor- und Nachteilen eher für spezielle Anwendungen, wie Einmalprodukte in der Medizintechnik oder als Rapidprototyping-Techniken, geeignet ist. Die Realisierung einer miniaturisierten Inchwormplattform aus SU-8 kann dagegen nur einen (notwendigen) Zwischenschritt auf dem Weg hin zur vollständigen UV-LIGA darstellen. Hierfür ist die Prozesstechnologie um das galvanische Abformen tiefenlithographisch erzeugter Strukturen und das anschließende Entfernen der organischen Form zu erweitern.

Mit Hilfe der UV-LIGA lassen sich die in dieser Arbeit entwickelten Konzepte direkt auf metallische Mikrostrukturen übertragen. Auf diese Weise ist es möglich die Dynamik der elektrothermischen Aktoren zu steigern und deutlich steifere Systeme zu realisieren. Aufgrund des geringeren elektrischen Widerstands kann es ggf. erforderlich sein, eine indirekte Heizung zu implementieren, um die elektrischen Ströme in beherrschbaren Grenzen zu halten. Damit werden die Voraussetzungen geschaffen, konkrete Anwendungen des mikrostrukturierten Schrittantriebs zu realisieren.

Anhangsverzeichnis

| | |
|---|------------|
| A Schleuderparamter SU-8 | 167 |
| B Analytische Beschreibung elektrothermischer Kniehebelaktoren | 169 |
| C Ähnlichkeitskennzahlen der Wärmelehre | 173 |
| C.1 GRASHOF-Zahl | 173 |
| C.2 PRANDTL-Zahl | 173 |
| C.3 RAYLEIGH-Zahl | 174 |
| C.4 NUSSELT-Zahl | 174 |
| C.5 BIOT-Zahl | 175 |
| C.6 KNUDSEN-Zahl | 176 |
| D Materialeigenschaften | 177 |
| E VAN-DER-PAUW-METHODE | 181 |
| F Mustererkennung | 183 |
| G Beschreibung nachgiebiger und bistabiler Mechanismen | 185 |
| G.1 Balkentheorie nach EULER-BERNOULLI | 185 |
| G.2 Bistabiler Doppelschieber-Mechanismus | 185 |
| H Abschätzung übertragbarer Kräfte | 189 |
| I Maskenlayouts | 191 |
| Literaturverzeichnis | 195 |
| Eigene Veröffentlichungen und betreute Arbeiten | 227 |
| Lebenslauf | 233 |

A Schleuderparamter SU-8

Die experimentell in Abhängigkeit der Schleuder-Drehzahl ermittelten Schichtdicken lassen sich durch eine Potenz-Funktion nach Gleichung 2.2 annähern. Die Schleuder-Paramter erhält man als Koeffizienten der potenziellen Regression gemäß Tabelle A.1.

Tabelle A.1: Schleuder-Parameter für SU-8 2100 und SU-8 2050

| | c | γ |
|-------------------------|----------|----------|
| SU-8 2100, 1fach | 184598,6 | -0,96 |
| SU-8 2050, 1fach | 214587,6 | -1,08 |
| SU-8 2100, 2fach | 623221,5 | -1,02 |

In Tabelle A.2 sind die erforderlichen Drehzahlen nach Gleichung 2.3 für einige beispielhafte Schichtdicken ausgeführt.

Tabelle A.2: Schleuder-Drehzahlen für SU-8 2100 und SU-8 2050

| Schichtdicke / μm | Schleuder-Drehzahl / Umin^{-1} | | |
|------------------------------|---|-----------|---------------------|
| | SU-8 2100 | SU-8 2050 | SU-8 2100, zweifach |
| 100 | – | 1208 | – |
| 200 | 1263 | 636 | – |
| 300 | 826 | 437 | 1790 |
| 400 | 612 | 335 | 1350 |
| 500 | 484 | 273 | 1085 |
| 600 | 400 | – | 907 |
| 700 | 341 | – | 780 |
| 800 | – | – | 684 |
| 900 | – | – | 610 |
| 1000 | – | – | 550 |

B Analytische Beschreibung elektrothermischer Kniehebelaktoren

Elektrothermische Kniehebelaktoren erzeugen bei Erwärmung durch elektrischen Stromfluss eine lineare Bewegung (Bild B.1 a). Sie erfahren dabei eine geometriebedingte Biegeknickung, die Belastungen sowohl auf Druck als auch auf Biegung beinhaltet [253–255, 340]. Die resultierende Deformation des Balkens nach Bild B.1 b lässt sich durch die longitudinalen und transversalen Verschiebungen $u(x)$ bzw. $w(x)$ beschreiben.

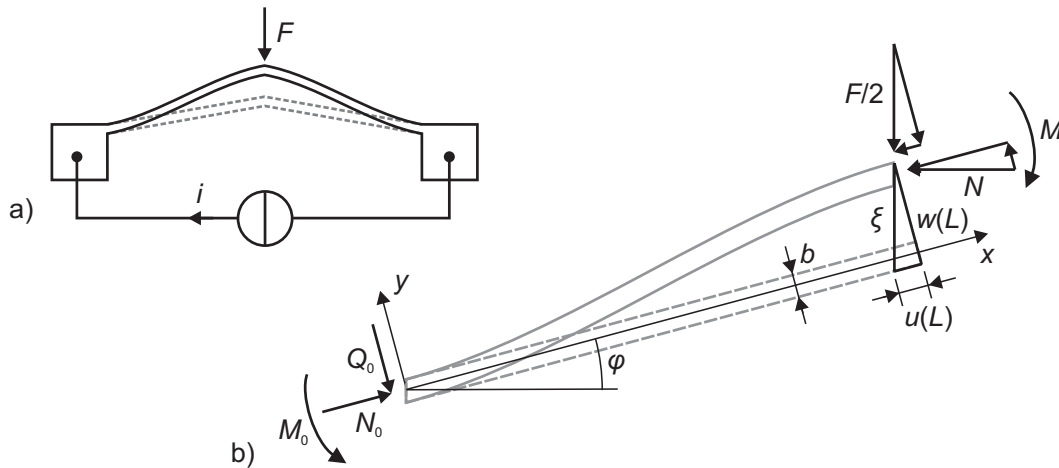


Bild B.1: Elektrothermischer Kniehebelaktor; a) lineare Auslenkung bei JOULE'scher Erwärmung, b) Freikörperbild der linken Hälfte des Aktors

Die Lagerreaktionen an der Einspannstelle lassen sich aus den statischen Gleichgewichtsbedingungen des verformten, halben Aktors berechnen (vgl. Bild B.1):

$$N_0 = N \cos \varphi + \frac{1}{2} F \sin \varphi \quad (\text{B.1})$$

$$Q_0 = N \sin \varphi - \frac{1}{2} F \cos \varphi \quad (\text{B.2})$$

$$M_0 = M - w(L)N_0 - LQ_0 \quad (\text{B.3})$$

Nach der BERNOULLI-Hypothese der Balkenbiegung ändert sich für einen beliebigen Querschnitt die Dehnung über der Balkendicke linear:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_x^0 - y\kappa_x^0 \quad (\text{B.4})$$

In Gleichung B.4 ist ε_x^0 die Dehnung und $\kappa_x^0 = w''$ die Krümmung der neutralen Faser. Für moderate Auslenkungen gilt

$$\varepsilon_x^0 = u' + \frac{1}{2}w'^2. \quad (\text{B.5})$$

Einsetzen der Gleichgewichtsbedingung für das Biegemoment in die Differentialgleichung der Biegelinie

$$EIw'' = -M \quad (\text{B.6})$$

liefert die EULER'sche Knickgleichung

$$EIw'' + N_0w = -Q_0x - M_0, \quad (\text{B.7})$$

eine homogene Differentialgleichung zweiter Ordnung mit konstanten Koeffizienten. Die unbekannte Normalkraft in Gleichung B.7 lässt sich bei bekanntem Elastizitätsmodul E unter Berücksichtigung der thermischen Längenänderung aus der Verteilung der Normalspannungen ermitteln. Es gilt

$$\sigma = E(\varepsilon_x^0 - \alpha\Delta T) \quad (\text{B.8})$$

und damit

$$EA(\varepsilon_x^0 - \alpha\Delta T) = -N_0. \quad (\text{B.9})$$

Geht man von einer symmetrischen Deformation unter Belastung mit einer externen Kraft F aus, so gelten für den beheizten Aktor die Randbedingungen B.10–B.14. Asymmetrische Knickmoden, wie sie beim Durchschnappen auftreten können, lassen sich unter diesen Voraussetzungen allerdings nicht beschreiben.

$$w(0) = 0 \quad (\text{B.10})$$

$$w'(0) = 0 \quad (\text{B.11})$$

$$w'(L) = 0 \quad (\text{B.12})$$

$$u(0) = 0 \quad (\text{B.13})$$

$$u(L) = w(L) \tan \varphi \quad (\text{B.14})$$

Einsetzen von Gleichung B.5 in B.9 und Integration über die Aktorlänge liefert

$$\int_0^L \left(u' + \frac{1}{2}w'^2 - \alpha\Delta T \right) dx = -\frac{N_0L}{EA}. \quad (\text{B.15})$$

Darin ist

$$\bar{T} = \frac{1}{2} \int_0^L \Delta T \, dx \quad (\text{B.16})$$

die mittlere Temperaturerhöhung des Aktors. Unter Berücksichtigung der Randbedingung für $u(L)$ nach Gleichung B.14 ergibt sich

$$w(L) \tan \varphi + \frac{1}{2} \int_0^L w'^2 \, dx - \alpha L \bar{T} = -\frac{N_0 L}{EA}. \quad (\text{B.17})$$

Mit Hilfe des Exponentialansatzes $w(x) = e^{\lambda x}$ folgt

$$w_h(x) = A \sin(\lambda x) + B \cos(\lambda x) \quad \text{mit} \quad \lambda^2 = -\frac{N_0}{EI}. \quad (\text{B.18})$$

als Lösung der homogenen Differentialgleichung

$$EI w'' + N_0 w = 0 \quad (\text{B.19})$$

Ein Ansatz vom Typ der rechten Seite liefert nach Koeffizientenvergleich die partikuläre Lösung

$$w_p(x) = -\frac{Q_0}{N_0} x - \frac{M_0}{N_0}. \quad (\text{B.20})$$

Damit lässt sich die allgemeine Lösung der EULER'schen Knickgleichung schreiben als

$$\begin{aligned} w(x) &= w_h(x) + w_p(x) \\ &= \frac{Q_0}{N_0} \left[\frac{\sin(\lambda x)}{\lambda} + \frac{M_0}{N_0} (\cos(\lambda x) - 1) - x \right] \end{aligned} \quad (\text{B.21})$$

Mit Hilfe der Gleichgewichts- und Randbedingungen nach Gleichung B.1–B.3 bzw. B.11+B.12 lassen sich die unbekannten Lagerreaktionen ersetzen:

$$\frac{Q_0}{N_0} = \tan \varphi - \frac{F}{2\lambda^2 EI \cos \varphi} \quad (\text{B.22})$$

$$\frac{M_0}{N_0} = \frac{\cos(\lambda L) - 1}{\lambda \sin(\lambda L)} \quad (\text{B.23})$$

Man erhält damit für die Gleichung der Aktorbiegelinie

$$w(x) = \left(\tan \varphi - \frac{F}{2\lambda^2 EI \cos \varphi} \right) \cdot \left(\frac{\sin(\lambda x)}{\lambda} + \frac{(\cos(\lambda L) - 1)(\cos(\lambda x) - 1)}{\lambda \sin(\lambda L)} - x \right). \quad (\text{B.24})$$

Einsetzen von $w(x)$ in Gleichung B.17 und nochmaliges Integrieren liefert schließlich einen Ausdruck $f(\lambda, F, \bar{T})$, mit dem sich für beliebige extern angreifende Kräfte F und mittlere Temperaturerhöhungen \bar{T} der unbekannte Eigenwert λ numerisch ermitteln lässt. Es gilt

$$\begin{aligned} f(\lambda, F, \bar{T}) = & \frac{\lambda^2 IL}{A} - \alpha \bar{T} L + \frac{1}{2} \left(\tan \varphi - \frac{F}{2\lambda^2 EI \cos \varphi} \right)^2 \cdot \\ & \left\{ \frac{3L}{2} + \frac{\sin(2\lambda L)}{4\lambda} \left[1 + \tan^2 \left(\frac{\lambda L}{2} \right) \right] + \frac{L}{2} \tan^2 \left(\frac{\lambda L}{2} \right) + \right. \\ & \left. \tan \left(\frac{\lambda L}{2} \right) \frac{4 \cos(\lambda L) - \cos(2\lambda L) - 3}{2\lambda \sin(\lambda L)} - \frac{2 \sin(\lambda L)}{\lambda} \right\} + \\ & \tan \varphi \left[\frac{2}{\lambda} \tan \left(\frac{\lambda L}{2} \right) - L \right] \left[\tan \varphi - \frac{F}{2\lambda^2 EI \cos \varphi} \right] = 0. \quad (\text{B.25}) \end{aligned}$$

Für die Auslenkung der Aktorspitze ξ erhält man aus der Biegelinie nach Gleichung B.24

$$\begin{aligned} \xi = & \frac{w(L)}{\cos \varphi} \\ = & \left(\tan \varphi - \frac{F}{2\lambda^2 EI \cos \varphi} \right) \left(\frac{2 \tan \left(\frac{\lambda L}{2} \right) - \lambda L}{\lambda \cos \varphi} \right). \quad (\text{B.26}) \end{aligned}$$

C Ähnlichkeitskennzahlen der Wärmelehre

Die für Wärmeübertragung verantwortlichen Strömungs- und Wärmeleitvorgänge werden mathematisch durch Systeme partieller Differentialgleichungen beschrieben. Diese sind in der Regel nur für relativ einfache Fälle lösbar, so dass die Wärmeübergangskoeffizienten experimentell ermittelt werden müssen. Dabei können aufgrund der großen Zahl an Einflussgrößen aber nicht alle denkbaren Fälle erfasst werden. Es lassen sich jedoch an charakteristischen Modellen gewonnene Erkenntnisse durch Einführung dimensionsloser Kennzahlen auf physikalisch ähnliche Objekte übertragen [256, 259]. Die Eigenschaften des betrachteten Mediums (hier: Luft) sind dabei für die mittlere Fluidtemperatur $T_F = \frac{1}{2}(T_S + T_\infty)$ auszuwerten. Im Folgenden werden die wichtigsten und für diese Arbeit relevanten Ähnlichkeitskennzahlen kurz erläutert.

C.1 GRASHOF-Zahl

Die GRASHOF-Zahl beschreibt das Verhältnis des Auftriebs eines Fluids zu wirkenden viskosen Kräften. Sie berechnet sich mit der Erdbeschleunigung g [ms^{-2}], dem volumetrischen Wärmeausdehnungskoeffizienten β [m^2s^{-1}], den Temperaturen der Oberfläche T_S [K] und des umgebenden Fluids T_∞ [K], der charakteristischen Länge L [m] und der dynamischen Viskosität ν [m^2s^{-1}] des Fluids nach Gleichung C.1.

$$Gr = \frac{g\beta(T_S - T_\infty)L^3}{\nu^2} \quad (\text{C.1})$$

Der volumetrische Wärmeausdehnungskoeffizient in Gleichung C.1 berechnet sich zu

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial T}, \quad (\text{C.2})$$

mit $\rho = P/RT$ für ein ideales Gas [259]. Damit gilt:

$$\beta = \frac{1}{\rho} \frac{P}{RT^2} = \frac{1}{T_F} \quad (\text{C.3})$$

C.2 PRANDTL-Zahl

Die PRANDTL-Zahl ist definiert als das Verhältnis von dynamischer Viskosität ν [m^2s^{-1}] zu Temperaturleitfähigkeit α [m^2s^{-1}] eines Fluids:

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (\text{C.4})$$

Sie entspricht dem Verhältnis der durch innere Reibung (Viskosität) erzeugten Wärme zur abgeführten Wärme in einer Strömung und stellt eine i. d. R. temperaturabhängige Stoffgröße (Materialparameter) des Fluids dar.

C.3 RAYLEIGH-Zahl

Die RAYLEIGH-Zahl berechnet sich mit der Erdbeschleunigung g [ms^{-2}], dem volumetrischen Wärmeausdehnungskoeffizienten β [m^2s^{-1}], den Temperaturen der Oberfläche T_s [K] und des umgebenden Fluids T_∞ [K], der charakteristischen Länge L [m], der dynamischen Viskosität ν [m^2s^{-1}] und der Temperaturleitfähigkeit a [m^2s^{-1}] des Fluids zu

$$Ra = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu a} \quad (\text{C.5})$$

$$= GrPr \quad (\text{C.6})$$

C.4 NUSSELT-Zahl

Die NUSSELT-Zahl entspricht einem mittleren, dimensionslosen Wärmeübergangskoeffizienten. Sie berechnet sich mit dem Wärmeübergangskoeffizienten an das umgebende Fluid α [Wm^2K^{-1}], der für die überströmte Fläche charakteristischen Länge L [m] und der Wärmeleitfähigkeit des Fluids λ_F [$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$] nach Gleichung C.7.

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda_F} \quad (\text{C.7})$$

Mit Hilfe von Gleichung C.7 lässt sich der Wärmeübergangskoeffizient eines von einem Fluid umgebenen Körper bekannter Geometrie bestimmen.

Die NUSSELT-Zahl selbst lässt sich für eine Reihe von Geometrien und Strömungsverhältnissen mittels empirisch ermittelter Korrelationen bestimmen. Für freie Konvektion gilt

$$Nu = f(Ra) = f(GrPr). \quad (\text{C.8})$$

In Tabelle C.1 sind verschiedene, empirisch ermittelte Korrelationen aus der Literatur zusammengefasst.

Bei der Berechnung der NUSSELT-Zahl ist im Falle der beheizten ebenen Fläche für die charakteristische Länge L der Quotient aus Oberfläche A des umströmten Körpers und dem am Wärmeübergang beteiligten Umfang U einzusetzen [258]:

$$L = \frac{A}{U} \quad (\text{C.9})$$

Tabelle C.1: NUSSELT-Korrelationen für freie Konvektion

| Anordnung | Korrelation | Gültigkeit | Quelle |
|---|--|---|------------------------------|
| horizontale ebene Fläche (Oberseite beheizt) | $Nu = 0,54 \cdot Ra^{\frac{1}{4}}$ $Nu =$ $0,766 \left\{ Ra \left[1 + \left(\frac{0,322}{Pr} \right)^{11/20} \right]^{-20/11} \right\}^{1/5}$ $Nu = \frac{0,560 \cdot Ra^{1/4}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{4/9}}$ | $10^4 < Ra < 2 \cdot 10^7$ $7 \cdot 10^4 >$ $Ra \left[1 + \left(\frac{0,322}{Pr} \right)^{11/20} \right]^{-20/11}$ $1 < Ra < 10^7$ | [259, 260] [258] [276] |
| horizontaler Zylinder | $Nu = 0,675 \cdot Ra^{0,058}$ $Nu = 0,36 + \frac{0,518 \cdot Ra^{1/4}}{[1 + (0,559/Pr)^{9/16}]^{4/9}}$ | $10^{-10} < Ra < 10^{-2}$ $10^{-6} < Ra < 10^9$ | [259, 341] [260, 276] |

Für einen beheizten horizontalen Zylinder mit Durchmesser D gilt dagegen

$$L = D. \quad (C.10)$$

C.5 BIOT-Zahl

Die BIOT-Zahl beschreibt das Verhältnis von äußerem Wärmeübergang, d. h. Wärmetransport von der Oberfläche zum umgebenden Medium durch Konvektion oder Strahlung, zur inneren Wärmeleitung eines Objekts. Sie stellt demnach ein Maß für die Güte der Wärmeleitung entlang eines Körpers, im Vergleich zum Wärmeverlust an die Umgebung dar und berechnet sich mit dem Wärmeübergangskoeffizienten an das Fluid α [Wm⁻²K⁻¹], der charakteristischen Länge der Wärmeleitung L [m] und der Wärmeleitfähigkeit des festen Körpers λ_s [Wm⁻¹K⁻¹] gemäß Gleichung C.11.

$$Bi = \frac{\alpha L}{\lambda_s} \quad (C.11)$$

Bild C.1 verdeutlicht die Unterschiede der transienten Temperaturverteilung in Abhängigkeit der BIOT-Zahl am Beispiel des Rechteckquerschnitts eines elektrothermischen Aktors.

Für $Bi < 0,1$ ist die Temperatur innerhalb des Körpers näherungsweise unabhängig von der Position. Damit ist der mit der Modellierung des Wärmetransports mittels konzentrierter Parameter (*lumped capacitance method*) verbundene Fehler vernachlässigbar. Eine größere BIOT-Zahl besagt dagegen, dass der innere Wärmeleitwiderstand groß ist, so dass Temperaturgradienten im Inneren des Körpers auftreten [259].

Mit dem experimentell bestimmten, mittleren Übergangskoeffizienten nach Bild 4.8 lassen sich die BIOT-Zahlen elektrothermischer Aktoren aus SU-8 und Nickel ermitteln. Tabelle C.2 zeigt den Vergleich. Beispielfhaft ist ein SU-8-Nanokomposit mit einer bestenfalls erreichbaren Wärmeleitfähigkeit mit aufgeführt. Als charakteristische Länge wird die Aktordicke als Distanz der größten Temperaturdifferenz gewählt.

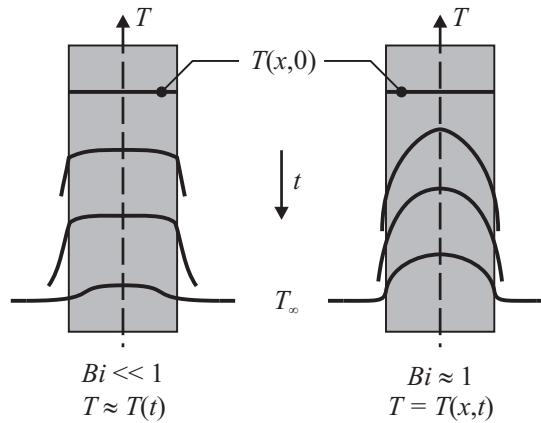


Bild C.1: Transiente Temperaturverteilung eines Rechteckquerschnitts für unterschiedliche BIOT-Zahlen (nach [259])

Tabelle C.2: BIOT-Zahlen elektrothermischer Aktoren aus SU-8, SU-8-Nanokomposit und Nickel

| | Einheit | SU-8 | SU-8-Nanokomp. | Nickel |
|--------------------------|-------------------------------|------|----------------|---------------------|
| Übergangskoeffizient | $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ | 150 | 150 | 150 |
| charakteristische Länge | μm | 500 | 500 | 500 |
| thermische Leitfähigkeit | $\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 0,3 | 2 | 91 |
| BIOT-Zahl | – | 0,25 | 0,04 | $8,2 \cdot 10^{-4}$ |

C.6 KNUDSEN-Zahl

Die KNUDSEN-Zahl setzt die mittlere freie Weglänge der Gasmoleküle ins Verhältnis zu einer geometrischen Bezugslänge und stellt damit ein Maß für die Dichte der Gasströmung dar. Sie berechnet sich nach Gleichung C.12 mit der mittleren freien Weglänge λ [m], der charakteristischen Länge L [m], der Temperatur T [K], der Boltzmann-Konstante k_B [JK^{-1}], dem Gesamtdruck P [Pa] und dem Moleküldurchmesser σ [m] zu

$$Kn = \frac{\lambda}{L} = \frac{k_B T}{\pi \sigma P L}. \quad (\text{C.12})$$

Für $Kn \ll 1$ gelten die Gesetze der Gasdynamik kontinuierlicher Medien, für $Kn \gg 1$ die kinetischen Gesetze der Gastheorie stark verdünnter Medien.

D Materialeigenschaften

Tabelle D.1: Materialeigenschaften von SU-8

| Materialeigenschaft | Formelzeichen / Einheit | Wert | Quelle |
|---|--|---|--|
| Elastizitätsmodul | $E_{\text{SU-8}}$ / GPa | 4,02 4,95 ± 0,42 2,5–3,2 2 2,5 3 | [61] [96] [67] [54] [97] [98] |
| Zugfestigkeit | $R_{\text{m,SU-8}}$ / MPa | 50–80 35–40 60 120–130 | [342] [67] [54] [98] |
| Querkontraktionszahl | $\nu_{\text{SU-8}}$ / - | 0,22 | [53] |
| Dichte | $\rho_{\text{SU-8}}$ / 10 ³ kgm ⁻³ | 1,2 | [53] |
| thermischer Ausdehnungskoeffizient | $\alpha_{\text{SU-8}}$ / 10 ⁻⁶ K ⁻¹ | 52 ± 5,1 102 87,1 54 | [102] [86] [103] †) |
| Regressionskoeffizienten | c_0 / 10 ⁻⁶ K ⁻¹ | 53,4 | |
| $\alpha_{\text{SU-8}}(T) = c_0 + c_1T + c_2T^2$ | c_1 / 10 ⁻⁸ K ⁻² | 3,2 | |
| (-20 °C < T < 260 °C) | c_2 / 10 ⁻¹⁰ K ⁻³ | 3,6 | |
| thermische Leitfähigkeit | $\lambda_{\text{SU-8}}$ / Wm ⁻¹ K ⁻¹ | 0,3 | [54] |
| spezifische Wärmekapazität | $c_{\text{p,SU-8}}$ / Jkg ⁻¹ K ⁻¹ | 1500 | *) |

*) Wert für Epoxidharz

†) Experimentell ermittelt (Dilatometer-Messung)

Tabelle D.2: Materialeigenschaften von monokristallinem Silizium

| Materialeigenschaft | Formelzeichen / Einheit | Wert | Quelle |
|---------------------------------------|---|------|--------|
| Dichte | $\rho_{\text{Si}} / 10^3 \text{ kgm}^{-3}$ | 2,3 | [343] |
| thermischer Ausdehnungskoeffizient | $\alpha_{\text{Si}} / 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ | 2,33 | [343] |
| thermische Leitfähigkeit | $\lambda_{\text{Si}} / \text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 157 | [343] |
| spezifische Wärmekapazität | $c_{\text{p, Si}} / \text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 700 | |

Tabelle D.3: Materialeigenschaften von Aluminium-Dünnschichten

| Materialeigenschaft | Formelzeichen / Einheit | Wert | Quelle |
|---|---|-----------------------------|-------------------|
| spezifischer Widerstand | $\rho_{\text{Al}} / 10^{-8} \Omega\text{m}$ | 2,67 2,84 3,5 ... 4,5 | *) [344] †) |
| Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstands | $\alpha_{\rho, \text{Al}} / \text{K}^{-1}$ | 0,0045 | *) |
| Elastizitätsmodul | $E_{\text{Al}} / \text{GPa}$ | 69 | [345] |
| Zugfestigkeit | $R_{\text{m, Al}} / \text{MPa}$ | 40 ... 310 | [345] |
| Querkontraktionszahl | $\nu_{\text{Al}} / -$ | 0,345 | *) |
| Dichte | $\rho_{\text{Al}} / 10^3 \text{ kgm}^{-3}$ | 2,7 | *) |
| thermischer Ausdehnungskoeffizient | $\alpha_{\text{Al}} / 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ | 23,5 | *) |
| thermische Leitfähigkeit | $\lambda_{\text{Al}} / \text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 237 | *) |
| spezifische Wärmekapazität | $c_{\text{p, Al}} / \text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 900 | *) |

*) Wert für Bulk-Aluminium [Materialdatenbank Goodfellow GmbH (<http://www.goodfellow.com>)]

†) Experimentell ermittelt (Vierpunktmessung)

Tabelle D.4: Thermophysikalische Eigenschaften der Luft (Regressionspolynome gefittet an tabellierte Werte [276])

| Mat erialeigenschaft | Formelzeichen / Einheit | Wert |
|--|--|-------|
| Dichte ($T = 290\text{ K}$) | $\rho_{\text{Luft}} / \text{kgm}^{-3}$ | 1,22 |
| Regressionskoeffizienten | c_0 / kgm^{-3} | 3,14 |
| $\rho_{\text{Luft}}(T) = c_0 + c_1T + c_2T^2 + c_3T^3$ ($270\text{ K} < T < 800\text{ K}$) | $c_1 / 10^{-3} \text{ kgm}^{-3}\text{K}^{-1}$ | -9,98 |
| | $c_2 / 10^{-5} \text{ kgm}^{-3}\text{K}^{-2}$ | 1,34 |
| | $c_3 / 10^{-9} \text{ kgm}^{-3}\text{K}^{-3}$ | -6,48 |
| therm. Leitfähigkeit ($T = 290\text{ K}$) | $\lambda_{\text{Luft}} / 10^{-2} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 2,54 |
| Regressionskoeffizienten | $c_0 / 10^{-4} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 9,45 |
| $\lambda_{\text{Luft}}(T) = c_0 + c_1T + c_2T^2 + c_3T^3$ ($270\text{ K} < T < 800\text{ K}$) | $c_1 / 10^{-5} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-2}$ | 9,63 |
| | $c_2 / 10^{-8} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-3}$ | -4,57 |
| | $c_3 / 10^{-11} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-4}$ | 1,61 |
| spez. Wärmekapazität ($T = 290\text{ K}$) | $c_{\text{p,Luft}} / \text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 1006 |
| Regressionskoeffizienten | $c_0 / 10^3 \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$ | 1,06 |
| $c_{\text{p,Luft}}(T) = c_0 + c_1T + c_2T^2 + c_3T^3$ ($270\text{ K} < T < 800\text{ K}$) | $c_1 / 10^{-1} \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-2}$ | -4,05 |
| | $c_2 / 10^{-4} \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-3}$ | 9,16 |
| | $c_3 / 10^{-7} \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-4}$ | -4,31 |

E VAN-DER-PAUW-METHODE

Mit der VAN-DER-PAUW-Methode lässt sich der spezifische Widerstand beliebig geformter, planparalleler Flächen bekannter Dicke über vier Kontaktpunkte am Umfang bestimmen [274, 275], wenn

- die *Kontakte am Umfang* liegen und
- *ausreichend klein* sind,
- die Schicht eine *homogene Dicke* sowie
- *keine internen Löcher* hat.

Dazu werden die Spannungen U_{43} und U_{14} gemessen, die sich bei Bestromung zweier gegenüberliegender Kontaktflächen mit den Strömen I_{12} und I_{23} ergeben (vgl. E.1).

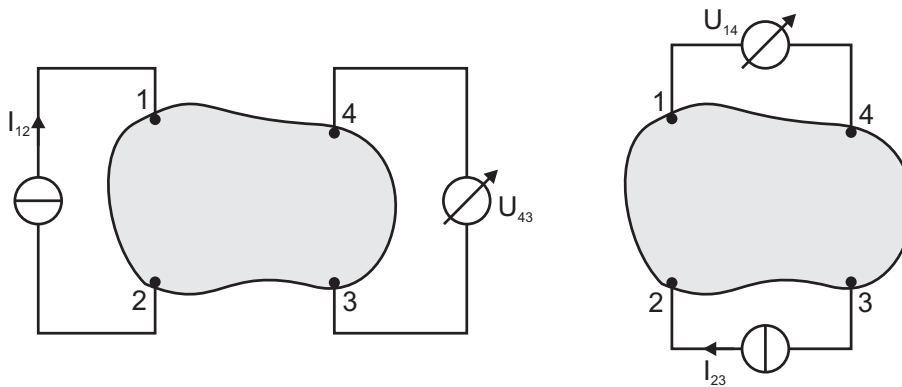


Bild E.1: Messungen nach der VAN-DER-PAUW-Methode

Auf diese Weise lassen sich die beiden Widerstände R_A und R_B bestimmen, die durch die VAN-DER-PAUW-Gleichung mit dem Schichtwiderstand R_S in Beziehung stehen:

$$\exp(-\pi R_A/R_S) + \exp(-\pi R_B/R_S) = 1 \quad (\text{E.1})$$

Gleichung E.1 lässt sich i. A. nur numerisch lösen. Für den Sonderfall $R_A = R_B = R$ bei homogener Schichtzusammensetzung und -dicke allerdings erhält man die Lösung

$$R_S = \frac{\pi R}{\ln 2}. \quad (\text{E.2})$$

Multipliziert man den Schichtwiderstand mit der bekannten Schichtdicke d erhält man den spezifischen Widerstand $\rho = R_S d$.

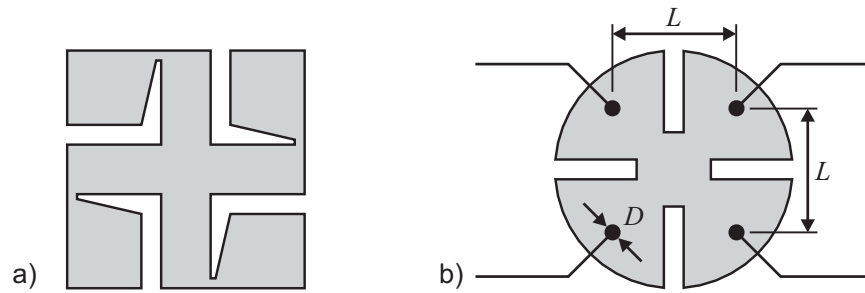


Bild E.2: VAN-DER-PAUW-Strukturen: a) griechisches Kreuz, b) Kleeblatt

Das VAN-DER-PAUW-Verfahren ist nur für ideal punktförmige Kontakte exakt. Dennoch werden brauchbare Messergebnisse erreicht, wenn der mittlere Durchmesser D der Kontakte sowie die Schichtdicke d deutlich kleiner als der Abstand zwischen den Kontakten L sind, da der relative Fehler durch endliche Durchmesser in der Größenordnung D/L liegen. Abbildung E.2 zeigt mögliche Teststrukturen. Für die Messung werden eine Konstantstromquelle und ein Voltmeter mit hohem Eingangswiderstand benötigt. Die Stromstärke ist derart zu wählen, dass in der Teststruktur maximal 5 mW (ideal: 1 mW) dissipiert werden.

F Mustererkennung

Bei der Mustererkennung wird das gespeicherte Template $w(x,y)$ der Größe $K \times L$ pixelweise über die zum Messzeitpunkt gemachte Aufnahme $f(x,y)$ der Größe $M \times N$ bewegt und dabei für jede Position (i,j) die Kreuzkorrelation der Grauwerte nach Gleichung F.1 bestimmt, die bei Übereinstimmung ihren Maximalwert annimmt [279].

$$C(i,j) = \sum_{x=0}^{L-1} \sum_{y=0}^{K-1} w(x,y) f(x+i, y+j) \quad \text{mit} \quad \begin{array}{l} 0 \leq i \leq M-1 \\ 0 \leq j \leq N-1 \end{array} \quad (\text{F.1})$$

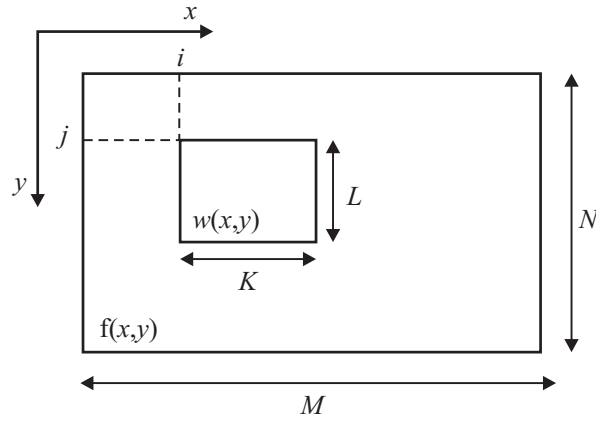


Bild F.1: Prinzip der Mustererkennung mittels Kreuzkorrelation [279]

Das Ergebnis von Gleichung F.1 ist jedoch stark von Helligkeitsschwankungen in Bild und Template abhängig. So führt eine Verdoppelung der Helligkeit während der Messung zu einer Verdoppelung des Korrelationskoeffizienten $C(i,j)$ und beeinflusst somit die Qualität der Mustererkennung. Um diesen Einfluss zu eliminieren, wird mit Hilfe der mittleren Helligkeitswerte von Maske \bar{w} und Bild $\bar{f}(i,j)$ der normierte Korrelationskoeffizient $R(i,j)$ eingeführt.

$$R(i,j) = \frac{\sum_{x=0}^{L-1} \sum_{y=0}^{K-1} (w(x,y) - \bar{w}) (f(x+i, y+j) - \bar{f}(i,j))}{\left[\sum_{x=0}^{L-1} \sum_{y=0}^{K-1} (w(x,y) - \bar{w})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \left[\sum_{x=0}^{L-1} \sum_{y=0}^{K-1} (f(x+i, y+j) - \bar{f}(i,j))^2 \right]^{\frac{1}{2}}} \quad (\text{F.2})$$

Auf diese Weise lässt sich auch bei schwankenden Messbedingungen und längeren Messzeiten ein zuverlässiges Ergebniss erzielen.

G Beschreibung nachgiebiger und bistabiler Mechanismen

G.1 Balkentheorie nach EULER-BERNOULLI

Nach der Biegetheorie von EULER und BERNOULLI ist bei der Verformung eines Balkens das Biegemoment der Balkenkrümmung proportional. Mit der Biegesteifigkeit EI gilt:

$$M = EI \frac{d\theta}{ds} \quad (\text{G.1})$$

Die Krümmung des Balkens lässt sich ausdrücken als

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{dy^2/dx^2}{[1 + (dy/dx)^2]^{3/2}}. \quad (\text{G.2})$$

Dabei ist x die Koordinate entlang der unverformten Balkenachse und $y(x)$ die Auslenkung quer zum Balken. Für kleine Biegewinkel oder Auslenkungen gilt für das Quadrat der Steigung näherungsweise

$$(dy/dx)^2 \ll 1,$$

man erhält damit aus Gleichung G.1 das bekannte Elastizitätsgesetz für das Biegemoment:

$$M = EI \frac{d^2y}{dx^2} \quad (\text{G.3})$$

G.2 Bistabiler Doppelschieber-Mechanismus

Der Kraft-Weg-Verlauf des bistabilen Doppelschieber-Mechanismus lässt sich anhand des Pseudo-Starrkörper-Modells nach Bild G.1 mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Arbeit ermitteln.

Der Schieber soll von einer Kraft \mathbf{F} im Abstand \mathbf{z} vom Ursprung des gezeigten Koordinatensystems ausgelenkt werden. Als generalisierte Koordinate wird die Auslenkung des Schlittens \mathbf{x} gewählt. Ableiten des Ortsvektors

$$\mathbf{z} = -x\mathbf{e}_x + h\mathbf{e}_y \quad (\text{G.4})$$

nach der generalisierten Koordinate liefert die virtuelle Verrückung

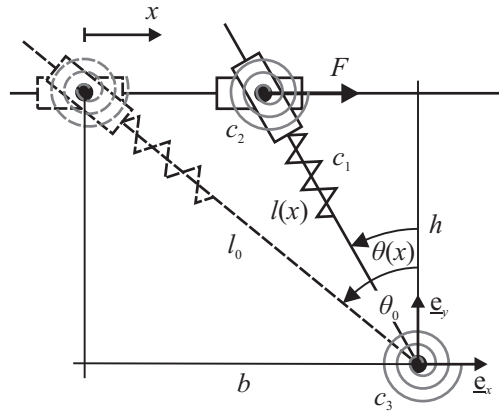


Bild G.1: Pseudo-Starrkörper-Modell des nachgiebigen Doppelschieber-Mechanismus

$$\partial \mathbf{z} = \frac{d\mathbf{z}}{dx} \partial x. \quad (\text{G.5})$$

Die zugehörige virtuelle Arbeit ergibt sich aus dem Skalarprodukt

$$\begin{aligned} \partial W_F &= \mathbf{F} \cdot \partial \mathbf{z} \\ &= F \partial x. \end{aligned} \quad (\text{G.6})$$

Die virtuelle Arbeit, die zum Auslenken der einzelnen Federelemente erforderlich ist, ergibt sich als Ableitung der gespeicherten potentiellen Energien $V_{ci}(x)$ nach der generalisierten Koordinate:

$$\partial W_{ci} = -\frac{dV(x)}{dx} \partial x. \quad (\text{G.7})$$

Die potentielle Energie der Feder c_1 bei Auslenkung um den Weg $\xi(x)$ ist

$$\begin{aligned} V_{c1}(x) &= \frac{1}{2} c_1 \xi(x)^2 \\ &= \frac{1}{2} c_1 (l(x) - l_0)^2 \\ &= \frac{1}{2} c_1 \left(\sqrt{x^2 + h^2} - l_0 \right)^2. \end{aligned} \quad (\text{G.8})$$

Nach Gleichung G.7 ergibt sich damit die zugehörige virtuelle Arbeit

$$\partial W_{c1} = -c_1 \left(\sqrt{x^2 + h^2} - l_0 \right) \frac{x}{\sqrt{x^2 + h^2}} \partial x. \quad (\text{G.9})$$

Die beiden Drehfedern werden um den gleichen Betrag ausgelenkt, sie nehmen die potentielle Energie

$$\begin{aligned} V_{c2}(x) = V_{c3}(x) &= \frac{1}{2}c_2 (\theta(x) - \theta_0)^2 \\ &= \frac{1}{2}c_2 \left(\arcsin\left(\frac{x}{\sqrt{x^2 + h^2}}\right) - \theta_0 \right)^2 \end{aligned} \quad (\text{G.10})$$

auf. Für die entsprechende potentielle Arbeit der beiden Drehfedern erhält man

$$\partial W_{c2} = \partial W_{c3} = -\frac{c_2}{\sqrt{x^2 + h^2}} \arcsin\left(\frac{x}{\sqrt{x^2 + h^2}}\right) \partial x \quad (\text{G.11})$$

Damit erhält man die virtuelle Gesamtarbeit des Systems als Summe der Einzelbeiträge:

$$\partial W = \partial W_F + \partial W_{c1} + 2\partial W_{c2} \quad (\text{G.12})$$

Für den Gleichgewichtsfall gilt

$$\partial W = 0, \quad (\text{G.13})$$

Umstellen nach der Kraft F liefert die gesuchte Kraft-Weg-Charakteristik:

$$F = c_1 \left(\sqrt{x^2 + h^2} - l_0 \right) \frac{x}{\sqrt{x^2 + h^2}} + \frac{2c_2}{\sqrt{x^2 + h^2}} \arcsin\left(\frac{x}{\sqrt{x^2 + h^2}}\right) - \theta_0 \quad (\text{G.14})$$

Mit den Federelementen c_2 und c_3 wird für einen nachgiebigen Doppelschieber-Mechanismus der Einfluss der Festkörpergelenke modelliert. Für den Fall einer Starrkörper-Kinematik mit konventionellen Drehgelenken gilt $c_2 = c_3 = 0$.

H Abschätzung übertragbarer Kräfte

Um bei beidseitiger Klemmung des Läufers zu verhindern, dass sich die Verzahnung auseinander schiebt, müssen die Klemmaktoren in Abhängigkeit der Last F_L , des Verzahnungswinkels ϕ und des Haftbeiwerts μ eine Kraft F_K aufbringen. Bild H.1 zeigt die auftretenden Kräfte am Freikörperbild eines Zahnpaars.

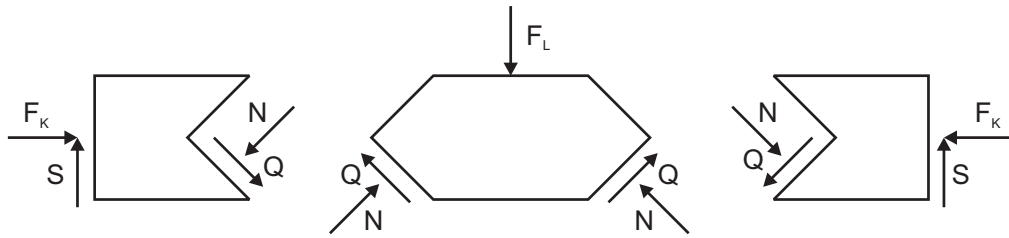


Bild H.1: Gesamtansicht des miniaturisierten Schrittantriebs:
a) Läufer, b) Inchwormplattform

Aus den horizontalen und vertikalen Gleichgewichtsbedingungen ergibt sich für den Läufer unter Berücksichtigung der Haftbedingung $Q = \mu N$

$$\begin{aligned} F_L - 2N \sin \phi - 2Q \cos \phi &= 0 \\ \rightarrow N &= \frac{F_L}{2(\sin \phi + \mu \cos \phi)} \end{aligned} \quad (\text{H.1})$$

sowie für die linke Klemmbacke

$$\begin{aligned} N \sin \phi + Q \cos \phi - S &= 0 \\ \rightarrow S &= \sin \phi + \mu \cos \phi \end{aligned} \quad (\text{H.2})$$

und

$$\begin{aligned} F_K - N \cos \phi + Q \sin \phi &= 0 \\ \rightarrow F_K &= N(\cos \phi - \mu \sin \phi) \end{aligned} \quad (\text{H.3})$$

Einsetzen von Gleichung H.1 in H.3 liefert

$$F_K = F_L \frac{\cos \phi - \mu \sin \phi}{\sin \phi + \mu \cos \phi}$$

Mit einem Verzahnungswinkel $\phi = 45^\circ$ erhält man damit

$$F_K = \frac{1}{2} \frac{1 - \mu}{1 + \mu} F_L \quad (\text{H.4})$$

bzw.

$$F_L = 2 \frac{1 + \mu}{1 - \mu} F_K. \quad (\text{H.5})$$

I Maskenlayouts

Für die lithographische Strukturierung von SU-8 werden hauptsächlich kostengünstige Folienmasken mit einer Auflösung zwischen 25.000 und 100.000 dpi eingesetzt. Für die Belichtung werden diese mittels Klebestreifen auf ein Maskenglas fixiert. In Bild I.1-I.4 sind die für diese Arbeit wichtigsten Masken abgebildet.

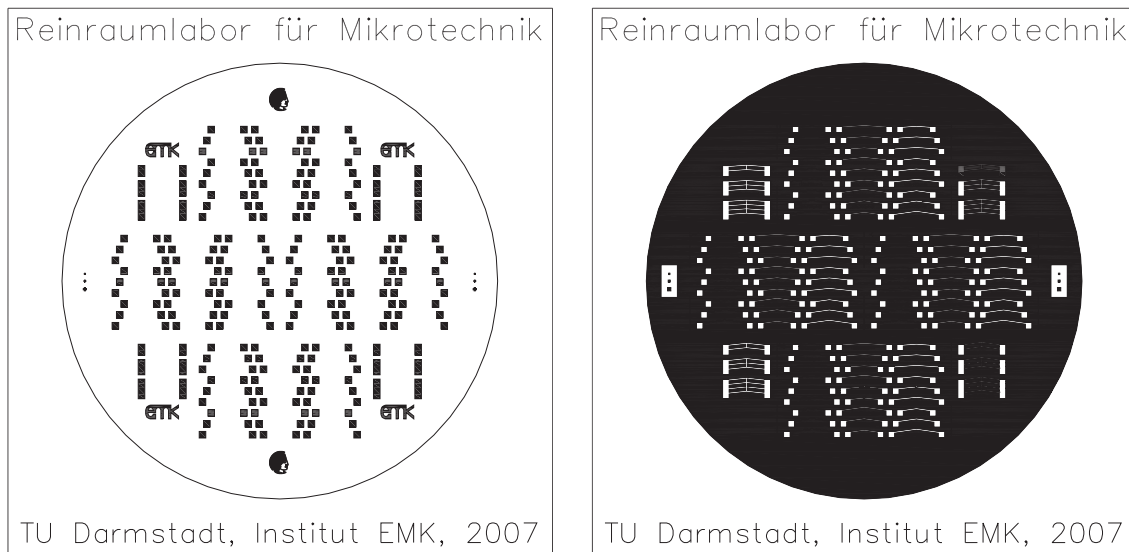


Bild I.1: Testmaske zur Charakterisierung elektrothermischer Kniehebelaktoren

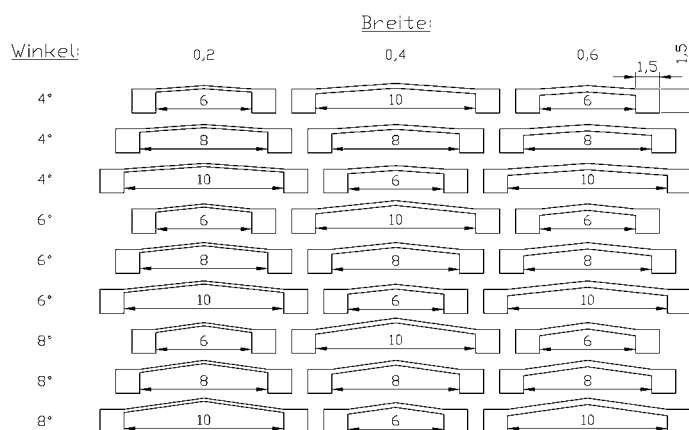


Bild I.2: Teststrukturblock mit elektrothermischen Aktoren

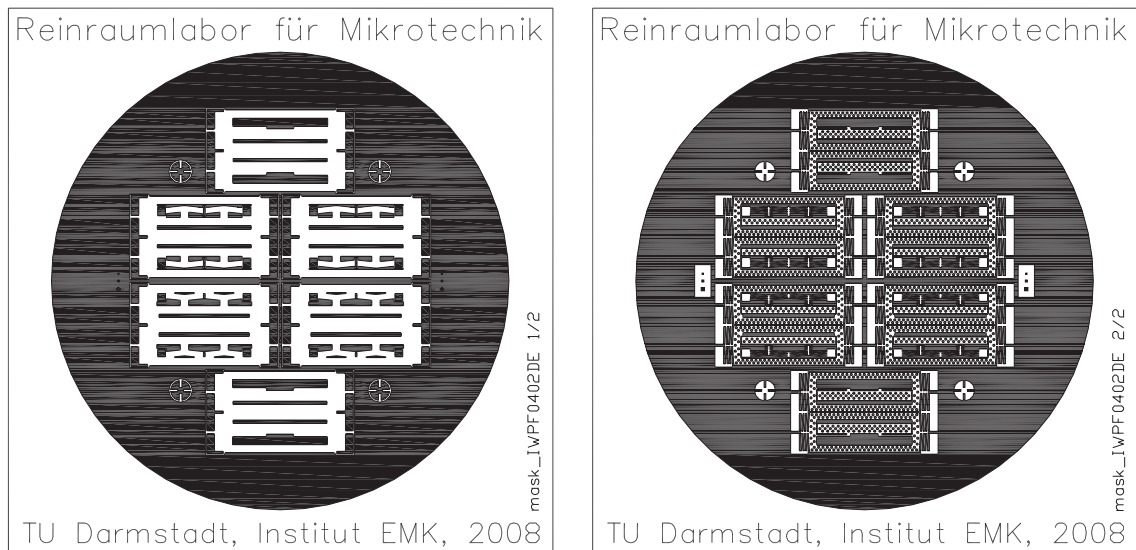


Bild I.3: Maske zur Fertigung der miniaturisierten Inchwormplattform

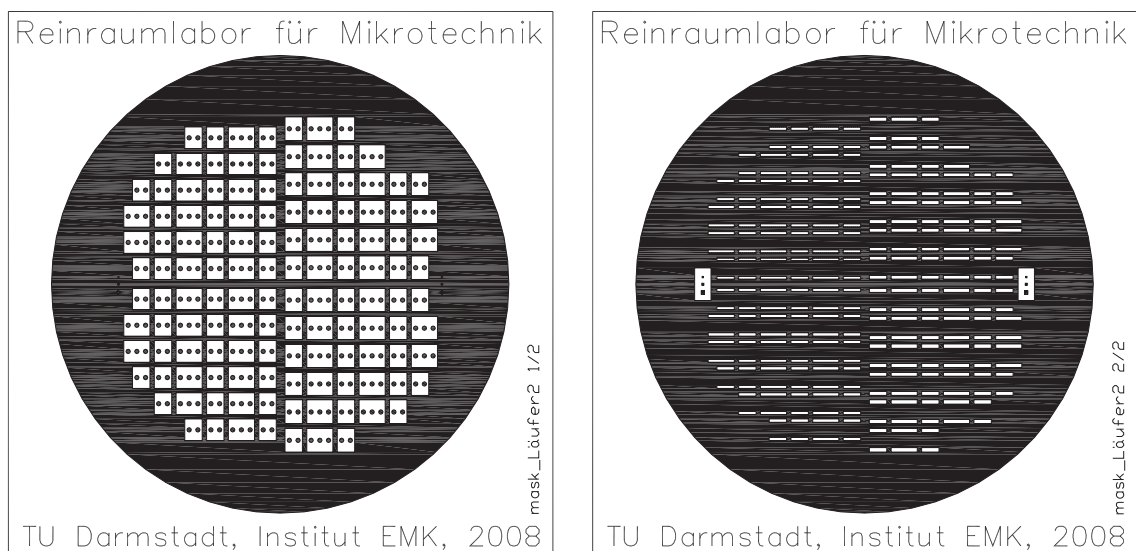


Bild I.4: Maske zur Fertigung der Läufer für die miniaturisierte Inchwormplattform

Literaturverzeichnis

- [1] JUNGnickel, U.: *Miniaturisierte Positioniersysteme mit mehreren Freiheitsgraden auf der Basis monolithischer Strukturen*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Dissertation, 2004
- [2] FEYNMAN, R. P.: There's Plenty of Room at the Bottom. In: *Engineering and Science* 23 (1960), 20
- [3] FAN, L.-S.; LANE, H. L.; ROBERTSON, N.; CRAWFORTH, L.; MOSER, M. A.; REILEY, C. T. ; IMAINO, W.: Batch-Fabricated Milli-Actuators. In: *Proceedings MEMS'93, IEEE Micro Electro Mechanical Systems, An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Systems*. Fort Lauderdale, USA, 10 Feb. 1993, 179–183
- [4] HEINEMANN, W.: Prinzipien und Ausführungen alternativer Schrittantriebe. In: *VDI Berichte Nr. 1269: Innovative Kleinantriebe* (1996), 407–422
- [5] KLOCKE, V.: Motion from the nanoscale world. In: *Microsystem Technologies* 7 (2002), 256–260
- [6] PEICHEL, D.; MARCUS, D.; RIZQ, R. N.; ERDMANN, A. G.; ROBBINS, W. P. ; POLLA, D. L.: Silicon fabricated submicrometer stepper motor for microsurgical procedures. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 11 (2002), Nr. 2, 154–160
- [7] OHMACHI, O.; YAMAGATA, Y.: Micro Impact Drive Mechanisms Using Optically Excited Thermal Expansion. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 6 (1997), Nr. 3
- [8] ZHAO, X.; DANKOWICZ, H.; REDDY, C. K. ; NAYFEH, A. H.: Modeling and simulation methodology for impact microactuators. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 775–784
- [9] MITA, M.; ARAI, M.; TENSAKA, S.; KOBAYASHI, D. ; FUJITA, H.: A micro-machined impact microactuator driven by electrostatic force. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 12 (2003), Nr. 1, 37–41
- [10] BREGUET, J.-M.; CLAVEL, R.: Stick and Slip Actuators: design, control, performances and applications. In: *Proceedings 9th IEEE International Symposium on Micromechatronics and Human Science*. Nagoya, Japan, 25.–28. Nov. 1998, 89–95

- [11] AKIYAMA, T.; SHONO, K.: Controlled Stepwise Motion in Polysilicon Microstructures. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 2 (1993), Nr. 3, 106–110
- [12] AKIYAMA, T.; COLLARD, D. ; FUJITA, H.: Scratch Drive Actuator with Mechanical Links for Self-Assembly of Three-Dimensional MEMS. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 6 (1997), Nr. 1, 10–17
- [13] LINDERMAN, R. J.; BRIGHT, M. V.: Nanometer precision positioning robots utilizing optimized scratch drive actuators. In: *Sensors and Actuators A* 91 (2001), Nr. 3, 292–300
- [14] Schutzrecht US 3.902.084 (26. Aug. 1975). MAY, W. G. (Erfinder); Burleigh Instruments Inc. (Anmelder).
- [15] CHEN, Q.; YAO, D.-J.; KIM, C.-J. ; CARMAN, G. P.: Mesoscale actuator device: micro interlocking mechanism to transfer macro load. In: *Sensors and Actuators* 73 (1999), 30–36
- [16] PARK, J.; KELLER, S.; CARMAN, G. P. ; HAHN, H. T.: Development of a compact displacement accumulation actuator device for both large force and large displacement. In: *Sensors and Actuators A* 90 (2001), 191–202
- [17] TAS, N. R.; SONNENBERG, A. H.; SANDER, A. F. M. ; ELWENSPOEK, M. C.: Surface Micromachined Linear Electrostatic Stepper Motor. In: *Proceedings MEMS '97, 10th IEEE Annual Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*. Nagoya, Japan, 26–30 Jan. 1997, 215–220
- [18] MALONEY, J. M.; SCHREIBER, D. S. ; DEVOE, D. L.: Large-force electrothermal linear micromotors. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 226–234
- [19] TAS, N.; WISSINK, J.; SANDER, L.; LAMMERINK, T. ; ELWENSPOEK, M.: Modelling, design and testing of the electrostatic shuffle motor. In: *Sensors and Actuators A* 70 (1998), 171–178
- [20] PATRASCU, M.; STRAMIGIOLI, S.: Modeling and simulating the stick–slip motion of the μ Walker, a MEMS-based device for μ SPAM. In: *Microsystem Technologies* 13 (2007), 181–188
- [21] PARK, S.; YOON, E.; LEE, S.; SHIN, H.-S.; PARK, H.; KIM, B.; PARK, J. ; PARK, S.: The development of a PZT-based microdrive for neural signal recording. In: *Smart Materials and Structures* 17 (2008)

- [22] CUSIN, P.; SAWAI, T. ; KONISHI, S.: Compact and precise positioner based on the Inchworm principle. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 10 (2000), 516–521
- [23] TODA, R.; YANG, E.-H.: A normally latched, large-stroke, inchworm microactuator. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 17 (2007), 1715–1720
- [24] KIM, S.-H.; HWANG, I.-H.; JO, K.-W.; YOON, E.-S. ; LEE, J.-H.: High-resolution inchworm linear motor based on electrostatic twisting microactuators. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), 1674–1682
- [25] LEE, S.-K.; ESASHI, M.: Design of the electrostatic linear microactuator based on the inchworm motion. In: *Mechatronics* 5 (1995), Nr. 8, 963–972
- [26] BALTZER, M.; KRAUS, Th. ; OBERMEIER, E.: A Linear Stepping Actuator in Surface Micromachining Technology for Low Voltages and Large Displacements. In: *Proceedings TRANSDUCERS '97, International Conference on Solid-State Sensors and Actuators*. Chicago, USA, 16–19 Jun. 1997
- [27] YEH, R.; HOLLAR, S. ; PISTER, K. S. J.: Single Mask, Large Force, and Large Displacement Electrostatic Linear Inchworm Motors. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 11 (2002), Nr. 4, 330–336
- [28] DEBOER, M. P.; LUCK, D. L.; ASHURST, W. R.; MABOUDIAN, R.; CORWIN, A. D.; WALRAVEN, J. A. ; REDMOND, J. M.: High-Performance Surface-Micromachined Inchworm Actuator. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 13 (2004), Nr. 1, 63–74
- [29] HOLLAR, S.; BERGBREITER, S. ; PISTER, K. S. J.: Bidirectional inchworm motors and two-DOF robot leg operation. In: *Proceedings TRANSDUCERS '03, 12th International Conference on Solid State Sensors, Actuators and Microsystems*. Boston, USA, 8–12 Jun. 2003, 262–267
- [30] SHUTOV, M. V.; HOWARD, D. L.; SANDOZ, E. E.; SIROTA, J. M.; SMITH, R. L. ; COLLINS, S. D.: Electrostatic inchworm microsystem with long range translation. In: *Sensors and Actuators A* 114 (2004), 379–386
- [31] KOLESAR, E. S.; JAYACHANDRAN, J. A.; ODOM, W. E.; RUFF, M. D.; COX, L. A.; HTUN, T.; STACY, T. E. ; YETTO, J. M.: Precision bi-directional motion of a linear mechanical shuttle wiht an electrothermal microengine. In: *Thin Solid Films* 469–470 (2004), 450–454
- [32] KWON, H. N.; JEONG, S. H.; LEE, S. K. ; LEE, J. H.: Design and characterization of a micromachined inchworm motor with thermoelastic linkage actuators. In: *Sensors and Actuators A* 103 (2003), 143–149

- [33] MUTHUSWAMY, J.; OKANDAN, M.; GILLETTI, A.; BAKER, M. S. ; JAIN, T.: An Array of Microactuated Microelectrodes for Monitoring Single-Neuronal Activity in Rodents. In: *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* 52 (2005), Nr. 8, 1470–1477
- [34] CHENG, W.-J.; DEVOE, D. L.: Linear Micromotors and Spatial Micromechanisms Based on UV-LIGA. In: *Proceedings MEMS '05, 18th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. Miami Beach, USA, 30 Jan. – 3 Feb. 2005, 399–402
- [35] LIESSMANN, W.: *Historischer Bergbau im Harz*. Berlin: Springer, 1997
- [36] JUNGNICHEL, U.; EICHER, D. ; SCHLAAK, H. F.: Novel Micro-Positioning System Using Parallel Kinematics and Inchworm Actuator Platform. In: *Proceedings Actuator '04, 9th International Conference on New Actuators*. Bremen, 14–16 Jun. 2004, 110–113
- [37] FLITTNER, K.: *Aufbau und Evaluierung eines monolithischen Positioniersystems*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2006
- [38] EICHER, D.: *Entwicklung eines Linearantriebs auf Basis des Inchwormprinzips*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2001
- [39] JUNGNICHEL, U.; EICHER, D. ; SCHLAAK, H. F.: Miniaturised Micro-Positioning System for Large Displacements and Large Forces Based on an Inchworm Platform. In: *Proceedings Actuator '02, 8th International Conference on New Actuators*. Bremen, 10–12 Jun. 2002, 684–687
- [40] JUNGNICHEL, U.; EICHER, D.; ZEYHER, P. ; SCHLAAK, F. F.: Planare Schrittantriebe für miniaturisierte Positioniersysteme. In: *Proceedings IWK '02, 47. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, Technische Universität Ilmenau*. Ilmenau, 23.–26. Sep. 2002
- [41] LAWES, R. A.: Manufacturing costs for microsystems/MEMS using high aspect ratio microfabrication techniques. In: *Microsystem Technologies* 13 (2007), 85–95
- [42] KOUKHARENKO, E.; KRAFT, M.; ENSELL, G. J. ; HOLLINSHEAD, N.: A comparative study of different thick photoresists for MEMS applications. In: *Journal of Materials Science: Materials in Electronics* 16 (2005), 741–747
- [43] LOECHEL, B.: Thick-layer resists for surface micromachining. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 10 (2000), 108–115

- [44] FELDMANN, M.: *Technologien und Applikationen der UV-Tiefenlithographie: Mikroaktorik, Mikrosensorik und Mikrofluidik*, Technische Universität Braunschweig, Institut für Mikrotechnik, Dissertation, 2007
- [45] SCHIRMER, M.; PERSEKE, D.; ZENA, E.; SCHONDELMAIER, D.; RUDOLPH, I.; LOECHEL, B.: A new removable resist for high aspect ratio applications. In: *Microsystem Technologies* (2007), 335–338
- [46] ALLRESIST GMBH: *Wiederentfernbarer Photoresist CAR44*. <http://www.allresist.de>, Abruf: 18.Feb.2008
- [47] TSENG, F.-G.; YU, C.-S.: High aspect ratio ultrathick micro-stencil by JSR THB-430N negative UV photoresist. In: *Sensors and Actuators A* 97-98 (2002), 764–770
- [48] CHUNG, C. K.; LIN, C. J.; WU, L. H.; FANG, Y. J.; HONG, Y. Z.: Selection of mold materials for electroforming of monolithic two-layer microstructure. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 467–471
- [49] MICROCHEMICALS CORPORATION: *KMPR 1000*. <http://www.microchem.com/products/pdf/SU-8-table-of-properties.pdf>, Abruf: 18.Feb.2008
- [50] SAYAH, A.; PARASHAR, V. K.; GIJS, M. A. M.: Ultra-Thick Optical Components Using LF55GN Photosensitive Flexopolymer. In: *Proceedings Transducers '07*, 2007, 303–306
- [51] SAYAH, A.; PARASHAR, V. K.; GIJS, M. A. M.: LF55GN Photosensitive Flexopolymer: A New Material for Ultrathick and High-Aspect-Ratio MEMS Fabrication. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 16 (2007), Nr. 3
- [52] MICRORESIST TECHNOLOGY GMBH: *ma-P1275*. <http://www.microresist.de>, Abruf: 18.Feb.2008
- [53] CHOLLET, Franck (Hrsg.): *SU-8: Thick Photo-Resist for MEMS*. <http://www.memscyclopedia.org/su8.html>, Abruf: 29.01.2008
- [54] MICROCHEMICALS CORPORATION (Hrsg.): *SU-8 Permanent Photoresists - Table of Properties*. <http://www.microchem.com/products/pdf/SU-8-table-of-properties.pdf>, Abruf: 29.01.2008
- [55] MENZ, W.; MOHR, J.; PAUL, O.: *Mikrosystemtechnik für Ingenieure*. 3. Auflage. Weinheim: Wiley-VCH, 2005
- [56] KOCH, C.; RINKE, T.: *Lithographie - Theorie und Anwendung von Fotolacken, Entwicklern, Ätzchemikalien und Lösemitteln*. Ulm: Microchemicals, 2007

- [57] VÖLKLEIN, F.; ZETTERER, T.: *Praxiswissen Mikrosystemtechnik - Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. 2. Wiesbaden: Vieweg, 2006
- [58] SHAW, J. M.; GELORME, J. D.; LABIANCA, N. C. ; CONLEY, W. E.: Negative Photoresists for Optical Lithography. In: *IBM Journal of Research and Development* 41 (1997), 81–94
- [59] Schutzrecht US 4.882.245 (21. Nov. 1989). GELORME, J. D.; COX, R. J. ; GUTIERREZ, S. A. R. (Erfinder); International Business Machines Corporation (Anmelder).
- [60] LEE, K. Y.; LABIANCA, N.; RISHTON, S. A.; ZOLGHARNAIN, S.; GELORME, J. D.; SHAW, J. ; CHANG, T. H.-P.: Micromachining applications of a high resolution ultrathick photoresist. In: *Journal of Vacuum Science and Technology B* 13 (1995), Nr. 6, 3012–3016
- [61] LORENZ, H.; DESPONT, M.; FAHRNI, N.; LABIANCA, N.; VETTIGER, P. ; RENAUD, P.: SU-8: a low-cost negative resist for MEMS. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 7 (1997), 121–124
- [62] LORENZ, H.; DESPONT, M.; VETTIGER, P. ; RENAUD, P.: Fabrication of photoplastic high-aspect ratio microparts and micromoulds using SU-8 UV resist. In: *Microsystem Technologies* 4 (1998), 143–146
- [63] LORENZ, H.; DESPONT, M.; FAHRNI, N.; BRUGGER, J.; RENAUD, P. ; VETTIGER, P.: High aspect ratio ultrathick, negative-tone near-UV photoresist and its applications for MEMS. In: *Sensors and Actuators A* 64 (1998), 33–39
- [64] DESPONT, M.; LORENZ, H.; FAHRNI, N.; BRUGGER, J.; RENAUD, P. ; VETTIGER, P.: High aspect ratio ultrathick, negative-tone near-UV photoresist for MEMS applications. In: *Proceedings MEMS '97, 10th IEEE Annual Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*. Nagoya, Japan, 26–30 Jan. 1997, 518–522
- [65] LIU, G.; TIAN, Y. ; KANN, Y.: Fabrication of high-aspect-ratio microstructures using SU8 photoresist. In: *Microsystem Technologies* 11 (2005), 343–346
- [66] WILLIAMS, J. D.; WANG, W.: Study on the postbaking process and the effects on UV lithography of high aspect ratio SU-8 microstructures. In: *Journal of Microlithography, Microfabrication and Microsystems* 3 (2004), Nr. 4, 563–568
- [67] SEIDEMANN, V.: *Induktive Mikrosysteme: Technologieentwicklung und Anwendung*, Technische Universität Braunschweig, Institut für Mikrotechnik, Dissertation, 2003
- [68] Schutzrecht US 6.391.523 B1 (20. Jun. 2002). HURDITCH, R. J.; NAWROCKI, D. J. ; JOHNSON, D. W. (Erfinder); MicroChem Corporation (Anmelder).

- [69] Schutzrecht US 6.716.568 B1 (6. Apr. 2004). MINSEK, D. W.; ALEMY, E. L. (Erfinder); MicroChem Corporation (Anmelder).
- [70] SHAW, M.; NAWROCKI, D.; HURDITCH, R. ; JOHNSON, D.: Improving the Process Capability of SU-8. In: *Microsystem Technologies* 10 (2003), Nr. 1, 1–6
- [71] JOHNSON, D. W.; JEFFRIES, A.; MINSEK, D. W. ; HURDITCH, R. J.: Improving the Process Capability of SU-8, Part II. In: *Journal of Photopolymer Science and Technology* 14 (2001), Nr. 5, 689–694
- [72] MICROCHEM CORPORATION: *SU-8 2000 Permanent Epoxy Negativ Photoresist. Processing Guidelines for: SU-8 2025, SU-8 2035, SU-8 2050 and SU-8 2075*. Datenblatt, 2008
- [73] MICROCHEM CORPORATION: *SU-8 2000 Permanent Epoxy Negativ Photoresist. Processing Guidelines for SU-8 2100 and SU-8 2150*. Datenblatt, 2008
- [74] SCHIRMER, M.: Wieder entfernbare Negativresist für die Mikrosystemtechnik. In: *Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '05*. Freiburg, 15.–17. Okt. 2005, 531–534
- [75] EYRE, B.; BLOSIU, J. ; WIBERG, D.: Taguchi Optimization for processing EPON SU-8 resist. In: *Proceedings MEMS '98, 11th Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*. Heidelberg, 29 Jan. 1998, 218–222
- [76] ZHANG, J.; TAN, K. L.; HONG, G. D.; YANG, L. J. ; GONG, H. Q.: Polymerization optimization of SU-8 photoresist and its applications in microfluidic systems and MEMS. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 11 (2001), 20–26
- [77] LIU, J.; CAI, B.; ZHU, J.; DING, G.; ZHAO, X.; YANG, C. ; CHEN, D.: Process research of high aspect ratio microstructure using SU-8 resist. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 265–268
- [78] KERN, W.; PUOTINEN, D. A.: Cleaning solutions based on Hydrogen Peroxide for use in semiconductor technology. In: *RCA Review* 31 (1970), 187–206
- [79] PANNEK, M.; DUNKEL, T. ; SCHUBERT, D. W.: Effect of a bell-shaped cover in spin coating process on final film thickness. In: *Materials Research Innovations* 4 (2001), 340–343
- [80] MADOU, M. J.: *Fundamentals of Microfabrication - The Science of Miniaturization*. Boca Raton: CRC Press, 2002

- [81] HAMMACHER, J.; FUELLE, A.; FLAEMIG, J.; SAUPE, J.; LOECHEL, B. ; GRIMM, J.: Stress engineering and mechanical properties of SU-8-layers for mechanical applications. In: *Microsystem Technologies* 14 (2008), Nr. 9, 1515–1523
- [82] KOUBA, J.; BEDNARZIK, M.; ENGELKE, R.; AHRENS, G.; MILLER, H. ; HAASE, D. a.: Optimizing SU-8 resist to fabricate micro-metallic structures. In: *Solid State Technology* 49 (2006), Nr. 4
- [83] GUÉRIN, L. J.: *The SU8 Homepage*. <http://www.geocities.com/guerinlj/>, Abruf: 26.03.2008
- [84] LING, Z.-G.; LIAN, K. ; JIAN, L.: Improved patterning quality of SU-8 microstructures by optimizing the exposure parameters. In: *Proceedings of SPIE Vol. 3999* (2000), 1019–1027
- [85] LEE, S. J.; SHI, W.; MACIEL, P. ; CHA, S. W.: Top-Edge Profile Control for SU-8 Structural Photoresist. In: *Proceedings 15th Biennial University/Government/Industry Microelectronics Symposium*. Boise, USA, 30 Jun.–2 Jul. 2003, 389–390
- [86] FENG, R.; FARRIS, R. J.: Influence of processing conditions on the thermal and mechanical properties of SU8 negative photoresist coatings. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 13 (2002), 80–88
- [87] WILLIAMS, J. D.; WANG, W.: Using megasonic development of SU-8 to yield ultra-high aspect ratio microstructures with UV lithography. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 694–698
- [88] ZANGHELLINI, J.; ACHENBACH, S.; EL-KHOLI, A.; MOHR, J. ; PANTENBURG, F. J.: New development strategies for high aspect ratio microstructures. In: *Microsystem Technologies* (1998), 94–97
- [89] Schutzrecht DE 198.12.235 C2 (7. Mär. 2002). LÖWE, H.; KÜPPER, M. ; SCHENK, R. (Erfinder); Institut für Mikrotechnik Mainz GmbH (Anmelder).
- [90] DENTINGER, P. M.; CLIFT, W. M. ; GOODS, S. H.: Removal of SU-8 photoresist for thick film applications. In: *Microelectronic Engineering* 61–62 (2002), 993–100
- [91] ENGELKE, R.; MATHUNI, J.; AHRENS, G.; GRÜTZNER, G.; BEDNARZIK, M.; SCHONDELMAIER, D.; LÖCHEL, B.; GUTSCHE, M. ; CUCCINELLI, M.: Untersuchung eines neuen hochproduktiven Plasmaverfahrens zum Entfernen von SU-8 nach der Abformung metallischer LIGA-Mikroteile. In: *Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '07*. Dresden, 15.–17. Okt. 2007

- [92] ENGELKE, R.; MATHUNI, J.; AHRENS, G.; GRUETZNER, G.; BEDNARZIK, M.; SCHONDELMAIER, D. ; LOECHEL, B.: Investigations of SU-8 removal from metallic high aspect ratio microstructures with a novel plasma technique. In: *Microsystem Technologies* 14 (2008), Nr. 9, 1607–1612
- [93] HONG, G.; HOLMES, A. S. ; HEATON, M. E.: SU8 Resist Plasma Etching and its Optimization. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 357–359
- [94] REZNIKOVA, E. F.; MOHR, J. ; HEIN, H.: Deep photo-lithography characterization of SU-8 resist layers. In: *Microsystem Technologies* 11 (2005), 282–291
- [95] JOHNSON, D. W.; NAWROCKI, D. J. ; RUHMANN, R.: Improving the Process Capability of SU-8, Part III. In: *Journal of Photopolymer Science and Technology* 5 (2002), 749–756
- [96] DELLMANN, L.; ROTH, S.; BEURET, C.; RACINE, G.-A.; LORENZ, H.; DESPONT, M.; RENAUD, P.; VETTIGER, P. ; ROOIJ, N. F.: Fabrication Process Of High Aspect Ratio Elastic Structures For Piezoelectric Motor Applications. In: *Proceedings Transducers '97, International Conference on Solid State Sensors and Actuators*. Chicago, USA, 16–19 Jun. 1997, 641–644
- [97] LI, B.; LIU, M. ; CHEN, Q.: Low-stress ultra-thick SU-8 UV photolithography process for MEMS. In: *Journal of Microlithography, Microfabrication and Microsystems* 4 (2005), Nr. 4, 1–6
- [98] MCALEAVEY, A.; COLES, G.; EDWARDS, R. L. ; SHARPE, W. N.: Mechanical Properties of SU-8. In: *Proceedings Materials Research Society Symposium* 546 (1999), 213–218
- [99] SPRATLEY, J. P. F.; WARD, M. C. L. ; HALL, P. S.: Bending characteristics of SU-8. In: *Micro & Nano Letters* 2 (2007), Nr. 2, 20–23
- [100] NAMAZU, T.; INOUE, S.; TAKIO, K.; FUJITA, T.; MAENAKA, K. ; KOTERAZAWA, K.: Visco-Elastic Properties of Micron-Thick SU-8 Polymers Measured by Two Different Types of Uniaxial Tensile Tests. In: *Proceedings MEMS '05, 18th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. Miami Beach, USA, 30 Jan.–3 Feb. 2005, 447–450
- [101] HOWELL, L. L.: *Compliant Mechanisms*. New York: John Wiley & Sons, 2001
- [102] LORENZ, H.; LAUDON, M. ; RENAUD, P.: Mechanical Characterization of a New High-Aspect-Ratio Near UV-Photoresist. In: *Microelectronic Engineering* 41/42 (1998), 371–374

- [103] FENG, R.; FARRIS, R. J.: The characterization of thermal and elastic constants for an epoxy photoresist SU8 coating. In: *Journal of Materials Science* 37 (2002), 4793–4799
- [104] EHRENSTEIN, G. W.; RIEDEL, G. ; TRAWIEL, P.: *Praxis der thermischen Analyse von Kunststoffen*. 2. Auflage. München: Hanser, 2003
- [105] MEYER, M.: *Lineare thermische Ausdehnung von 4 Epoxy-Proben*. Messprotokoll der Netzsch-Gerätebau GmbH (Applikationslabor Sektion Thermophysikalische Eigenschaften), 2008
- [106] SAMEOTO, D.; TSANG, S.-H. ; PARAMESWARAN, M.: Polymer MEMS processing for multi-user applications. In: *Sensors and Actuators A* 134 (2007), 457–464
- [107] KHOO, H. S.; LIU, K.-K. ; TSENG, F.-G.: Mechanical strength and interfacial failure analysis of cantilevered SU-8 microposts. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 13 (2003), 822–831
- [108] NORDSTRÖM, M.; JOHANSSON, A.; NOGUERÓN, E. S.; CLAUSEN, B.; CALLEJA, M. ; BOISEN, A.: Investigation of the bond strength between the photo-sensitive polymer SU-8 and gold. In: *Microelectronic Engineering* 78–79 (2005), 152–157
- [109] GE, J.; KIVILHATI, J. K.: Effects of surface treatments on the adhesion of Cu and Cr/Cu metallizations to multifunctional photoresist. In: *Journal of Applied Physics* 92 (2002), Nr. 6, 3007–3015
- [110] DAI, W.; LIAN, K. ; WANG, W.: A quantitative study on the adhesion property of cured SU-8 on various metallic surfaces. In: *Microsystem Technologies* 11 (2005), 526–534
- [111] LARSSON, M. P.; AHMAD, M. M.: Improved adhesion in hybrid Si-polymer MEMS via micromechanical interlocking. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), 2074–2082
- [112] LARSSON, M. P.; AHMAD, M. M.: Improved polymer-glass adhesion through micro-mechanical interlocking. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16 (2006), S161–S168
- [113] CHANG, H.-K.; KIM, Y.-K.: UV-LIGA process for high aspect ratio structure using stress barrier and C-shaped etch hole. In: *Sensors and Actuators A* 84 (2000), 342–350
- [114] KOHLMEIER, T.; GATZEN, H. H.: Challenges in Using Photosensitive Embedding Material to Planarize Multi-Layer Coils for Actuator Systems. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 242–245 (2002), 1149–1152

- [115] KOHLMEIER, T.; SEIDEMANN, V.; BÜTTGENBACH, S. ; GATZEN, H. H.: An investigation on technologies to fabricate microcoils for miniaturized actuator systems. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 175–181
- [116] BRUNET, M.; O'DONNELL, T.; O'BRIEN, J.; MCCLOSKEY, P. ; O'MATHUNA, S. C.: Thick photoresist development for the fabrication of high aspect ratio magnetic coils. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 12 (2002), 444–449
- [117] JEONG, S. J.; WANG, W.: Microaccelerometers Using Cured SU-8 As Structural Material. In: *Proceedings of SPIE, MES/MOEMS Components and Their Applications* 5344 (2004), 115–123
- [118] LLOBERA, A.; SEIDEMANN, V.; PLAZA, J. A.; CADARSO, V. J. ; BÜTTGENBACH, S.: Characterization of Optical Accelerometers Based on UV-Sensitive Polymers. In: *IEEE Sensors Journal* 6 (2006), Nr. 2, 412–419
- [119] THAYSEN, J.; YALCINKAYA, A. D.; VESTERGAARD, R. K.; JENSEN, S.; MORTENSEN, M. W.; VETTIGER, P. ; MENON, A.: SU-8 based piezoresistive mechanical sensor. In: *Proceedings MEMS '02, 15th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*, 2002, 320–323
- [120] GAMMELGAARD, L.; RASMUSSEN, P. A.; CALLEJA, M.; VETTIGER, P. ; BOISE, A.: Microfabricated photoplastic cantilever with integrated photoplastic/carbon based piezoresistive strain sensor. In: *Applied Physics Letters* 88 (2006), Nr. 113508
- [121] GENOLET, G.; DESPONT, M.; VETTIGER, P.; ANSELMETTI, D. ; ROOIJ, N. F.: All-photoplastic, soft cantilever cassette probe for scanning force microscopy. In: *Journal of Vacuum Science Technology B* 18 (2000), Nr. 2
- [122] FLÄMIG, J.; FÜLLE, A.; HAMMACHER, J.; SAUPE, J.; ZAHN, W.; VOGEL, J. ; GRIMM, J.: Design, Herstellung und Charakterisierung von SU-8 Cantilevern für AFM-Anwendungen. In: *Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '07*. Dresden, 15.–17. Okt. 2007
- [123] HILL, G. C.; MELAMUD, R.; DECLERQ, F. E.; DAVENPORT, A. A.; CHAN, I. H.; HARTWELL, P. G. ; PRUITT, B. L.: SU-8 MEMS Fabry-Perot pressure sensor. In: *Sensors and Actuators A* 138 (2007), 52–62
- [124] SOLANO, B.; ROLT, S. ; WOOD, D.: Thermal and mechanical analysis of an SU8 polymeric actuator using infrared thermography. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 222 (2008), Nr. 1, 73–86

- [125] BÜTEFISCH, S.; SEIDEMANN, V. ; BÜTTGENBACH, S.: Novel micro-pneumatic actuator for MEMS. In: *Sensors and Actuators A* 97–98 (2002), 638–645
- [126] CHRONIS, N.; LEE, L. P.: Electrothermally Activated SU-8 Microgripper for Single Cell Manipulation in Solution. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14 (2005), Nr. 4, 857–863
- [127] NGUYEN, Nam-Trung; HO, Soon-Seng ; LOW, Cassandra Lee-Ngo: A polymeric microgripper with integrated thermal actuators. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 969–974
- [128] WILLIAMS, J. D.; WANG, W.: Microfabrication of an electromagnetic power relay using SU-8 based UV-LIGA technology. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 699–705
- [129] WILLIAMS, J. D.; YANG, R. ; WANG, W.: Numerical simulation and test of a UV-LIGA-fabricated electromagnetic micro-relay for power applications. In: *Sensors and Actuators A* 120 (2005), 154–162
- [130] JACKMAN, Rebecca J.; FLOYD, Tamara M.; GHODSSI, Reza; SCHMIDT, Martin A. ; JENSEN, Klavs F.: Microfluidic systems with on-line UV detection fabricated in photodefinable epoxy. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 11 (2001), 263–269
- [131] RIBEIRO, J. C.; MINAS, G.; TURMEZEI, P.; WOLFFENBUTTEL, R. F. ; CORREIA, J. H.: A SU-8 Fluidic Microsystem for Biological Fluids Analysis. In: *Proceedings Eurosensors XVIII*. Rome, Italy, 12–15 Sep. 2004, 126–127
- [132] SEIDEMANN, V.; BÜTEFISCH, S. ; BÜTTGENBACH, S.: Fabrication and investigation of in-plane compliant SU8 structures for MEMS and their application to micro valves and micro grippers. In: *Sensors and Actuators A* 97–98 (2002), 457–461
- [133] NGUYEN, N.-T.; TRUONG, T.-Q.: A fully polymeric micropump with piezoelectric actuator. In: *Sensors and Actuators B* 97 (2004), 137–143
- [134] BOHL, B.; STEGER, R.; ZENGERLE, R. ; KOLTAY, P.: Multi-layer SU-8 lift-off technology for microfluidic devices. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), 1125–1130
- [135] TRUONG, T.-Q.; NGUYEN, N.-T.: A polymeric piezoelectric micropump based on lamination technology. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 632–638

- [136] HSIEH, J.; WENIG, C.-J.; YIN, H.-L.; LIN, H.-H. ; CHOU, H.-Y.: Realization and characterization of SU-8 micro cylindrical lenses for in-plane micro optical systems. In: *Microsystem Technologies* 11 (2005), 429–437
- [137] NATHAN, M.; LEVY, O.; GOLDFARB, I. ; RUZIN, A.: Monolithic coupling of a SU8 waveguide to a silicon photodiode. In: *Journal of Applied Physics* 94 (2003), Nr. 12, 7932–7934
- [138] SHEW, B.Y.; KUO, C.H.; HUANG, Y.C. ; TSAI, Y.H.: UV-LIGA interferometer biosensor based on the SU-8 optical waveguide. In: *Sensors and Actuators A* 120 (2005), Nr. 2, 383–389
- [139] BORREMAN, A.; MUSA, S.; KOK, A. A. M.; DIEMEER, M. B. J. ; DRIESSEN, A.: Fabrication of Polymeric Multimode Waveguides and Devices in SU-8 Phopatel toresist Using Selective Polymerization. In: *Proceedings Symposium IEEE/LEOS Benelux Chapter*. Amsterdam, 2002, 83–86
- [140] MAPPES, T.; ACHENBACH, S.; LAST, A.; MOHR, J. ; TRUCKENMÜLLER, R.: Evaluation of optical qualities of a LIGA-spectrometer in SU-8. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 560–563
- [141] ANHØJ, T. A.: *Fabrication of High Aspect Ratio SU-8 Structures for Integrated Spectrometers*, Technical University of Denmark, Department of Micro- and Nanotechnology, Dissertation, 2007
- [142] YOON, Y.-K.; PARK, J.-W. ; ALLEN, M. G.: Polymer-Core Conductor Approaches for RF MEMS. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14 (2005), Nr. 5, 886–894
- [143] OSORIO, R.: *Micromachined Transmission Lines for Microwave Applications*, Albert-Ludwigs-Universität Freiburg, Dissertation, 2003
- [144] JOHANSSON, A.; CALLEJA, M.; RASMUSSEN, P. A. ; BOISEN, A.: SU-8 cantilever sensor system with integrated readout. In: *Sensors and Actuators A* 123–124 (2005), 111–115
- [145] LUO, Ch.; GOVINDARAJU, A.; GARRA, J.; SCHNEIDER, T.; WHITE, R.; CURRIE, J. ; PARANJAPE, M.: Releasing SU-8 structures using polystyrene as a sacrificial material. In: *Sensors and Actuators A* 114 (2004), 123–128
- [146] GADRE, A. P.; NIJDAM, A. J.; GARRA, J. A.; MONICA, A. H.; CHENG, M. C.; LUO, C.; SRIVASTAVA, Y. N.; SCHNEIDER, T. W.; LONG, T. J.; WHITE, T. J.; PARANJAPE, M. ; CURRIE, J. F.: Fabrication of a fluid encapsulated dermal patch using multilayered SU-8. In: *Sensors and Actuators A* 114 (2004), 478–485

- [147] BLANCO, F. J.; AGIRREGABIRIA, M.; GARCIA, J.; BERGANZO, J.; TIJERO, M.; ARROYO, M. T.; RUANO, J. M.; ARAMBURU, I. ; MAYORA, K.: Novel three-dimensional embedded SU-8 microchannels fabricated using a low temperature full wafer adhesive bonding. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 1047–1056
- [148] TUOMIKOSKI, S.; FRANSSILA, S.: Wafer-Level Bonding of MEMS Structures with SU-8 Epoxy Photoresist. In: *Physica Scripta* T114 (2004), 223–226
- [149] AGIRREGABIRIA, M.; BLANCO, F. J.; BERGANZO, J.; ARROYO, M. T.; FULLAONDO, A. ; MAYORA, J. M. K. Ruano-Lo ´pez: Fabrication of SU-8 multilayer microstructures based on successive CMOS compatible adhesive bonding and releasing steps. In: *Lab on a Chip* 5 (2005), 545–552
- [150] YU, H.; BALOGUN, O.; LI, B.; MURRAY, T. W. ; ZHANG, X.: Building embedded microchannels using a single layered SU-8, and determining Young’s modulus using a laser acoustic technique. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 1576–1584
- [151] TAY, F. E. H.; KAN, J. A.; WATT, F. ; CHOONG, W. O.: A novel micro-machining method for the fabrication of thick-film SU-8 embedded micro-channels. In: *Journal of Micromechanics an Microengineering* 11 (2001), 27–32
- [152] CHUANG, Y.-J.; TSENG, F.-G.; CHENG, J.-H. ; LIN, W.-K.: A novel fabrication method of embedded micro-channels by using SU-8 thick-film photoresist. In: *Sensors and Actuators A* 103 (2003), 64–69
- [153] CEYSSENS, F.; PUERS, R.: Creating multi-layered structures with freestanding parts in SU-8. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16 (2006), S19–S23
- [154] YAO, P.; SCHNEIDER, G. J. ; PRATHER, D. W.: Three-Dimens.nal Lithographical Fabrication of Microchannels. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14 (2005), Nr. 4, 799–805
- [155] TAFF, J.; KASHTÉ, Y.; SPINELLA-MAMO, V. ; PARANJAPÉ, M.: Fabricating multilevel SU-8 structures in a single photolithographic step using colored masking patterns. In: *J. Vac. Sci. Technol.* 24 (2006), Nr. 3, 742–746
- [156] BELL, T. E.; GENNISSEN, P. T. J.; DEMUNTER, D. ; KÜHL, M.: Porous silicon as a sacrificial material. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 6 (1996)
- [157] AGGARWAL, A. O.; NAELI, K.; RAJ, P. M.; AYAZI, F.; BHATTACHARYA, S. ; TUMMALA, R. R.: MEMS Composite Structures for Tunable Capacitors and

- IC-Package Nano Interconnects. In: *Proceedings of Electronics Components and Technology Conference 2004* (2004), 835–842
- [158] PSOMA, S. D.; JENKINS, D. W. K.: Comparative assessment of different sacrificial materials for releasing SU-8 structures. In: *Reviews on Advanced Materials Science* 10 (2005), 149–155
- [159] DELLMANN, L.; ROTH, S.; BEURET, C.; PARATTE, L.; RACINE, G.-A.; LORENZ, H.; DESPONT, M.; RENAUD, P.; VETTIGER, P. ; ROOIJ, N. F.: Two steps micromoulding and photopolymer high-aspect ratio structuring for applications in piezoelectric motor components. In: *Microsystem Technologies* 4 (1998), 147–150
- [160] CHUNG, C.; ALLEN, M.: Uncrosslinked SU-8 as a sacrificial material. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), N1–N5
- [161] GENOLET, G.: *New photoplastic fabrication techniques and devices based on high aspect ratio photoresist*, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Dissertation, 2001
- [162] SONG, I.-H.; AJMERA, P. K.: Use of a photoresist sacrificial layer with SU-8 electroplating mould in MEMS fabrication. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 13 (2003), 816–821
- [163] FOULDS, I. G.; JOHNSTONE, R. W. ; PARAMESWARAN, M.: Polydimethylglutarimide (PMGI) as a sacrificial material for SU-8 surface-micromachining. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 18 (2008)
- [164] METZ, S.; JIGUET, S.; BERTSCH, A. ; RENAUD, Ph.: Polyimide and SU-8 microfluidic devices manufactured by heat-depolymerizable sacrificial material technique. In: *Lab on a chip* 14 (2004), Nr. 2, 114–120
- [165] ALDERMAN, B. E. J.; MANN, C. M.; STEENSON, D. P. ; CHAMBERLAIN, J. M.: Microfabrication of channels using an embedded mask in negative resist. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 11 (2001), 703–705
- [166] HAEFLIGER, D.; BOISEN, A.: Three-dimensional microfabrication in negative resist using printed masks. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16 (2006), 951–957
- [167] HARTLEY, A.; MILES, R.; DIMITRAKOPOULOS, N. ; POLLARD, R. D.: SU-8 Beams and Membranes. In: *1st EMRS DTC Technical Conference* (2004)
- [168] FOULDS, I. G.; PARAMESWARAN, M.: A planar self-sacrificial multilayer SU-8-based MEMS process utilizing a UV-blocking layer for the creation of freely

- moving parts. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16 (2006), 2109–2115
- [169] MA, A. H.; TSANG, S.-H.; PARAMESWARAN, M. ; LEUNG, A. M.: Spin-On Glass as a Sacrificial Layer for Patterned Metallization of Compliant SU-8 Microstructures. In: *Proceedings CCECE '07, Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*. Vancouver, Canada, 22–26 Apr. 2007, 288–291
- [170] JELINEK, T. W.: *Praktische Galvanotechnik*. 5. Auflage. Saulgau: Eugen G. Leuze, 1997
- [171] KÖHLER, M.: *Ätzverfahren für die Mikrotechnik*. Weinheim: Wiley-VCH, 1998
- [172] BELL, D. J.; LU, T. J.; FLECK, N. A. ; SPEARING, S. M.: MEMS actuators and sensors: observation on their performance and selection for purpose. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), S153–S164
- [173] HUBER, J. E.; KLECK, N. A. ; ASHBY, M. F.: The selection of mechanical actuators based on performance indices. In: *Proceedings R. Soc. A* 453 (1997), 2185–2205
- [174] ZUPAN, M.; ASHBY, M. F. ; FLECK, N. A.: Actuator Classification and Selection — The Development of a Database. In: *Advanced Engineering Materials* 4 (2002), Nr. 12, 933–939
- [175] DARIO, P.; VALLEGGI, R.; CAROZZA, M. C.; MONTESI, M. C. ; COCCO, M.: Microactuators for microrobots: a critical survey. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 2 (1992), 141–157
- [176] ISHIHARA, H.; ARAI, F. ; FUKUDA, T.: Micro Mechatronics and Micro Actuators. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 1 (1996), Nr. 1, 68–79
- [177] OUYANG, P. R.; TJIPTOPRODJO, R. C.; ZHANG, W. J. ; YANG, G. S.: Micro-motion devices technology: The state of arts review. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 38 (2008), 463–478
- [178] KASPER, M.: *Mikrosystementwurf - Entwurf und Simulation von Mikrosystemen*. Berlin: Springer, 2000
- [179] PASCHEN, F.: Über die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlensäure bei verschiedenen Drucken erforderliche Potentialdifferenz. In: *Annalen der Physik* 273 (1889), Nr. 5, 69–75
- [180] TRIMMER, W. S. N.: Microrobots and micromechanical systems. In: *Sensors and Actuators* 19 (1989), Nr. 3, 267–287

- [181] SCHIMKAT, J.; GEVATTER, H. J.; KIESEWETTER, L.; STECKENBORN, A.; ARNDT, F. ; SCHLAAK, H. F.: Moving Wedge Actuator: An Electrostatic Actuator for Use in a Microrelay. In: *Proceedings Microsystem Technologies '94, 4th International Conference on Micro Electro, Opto, Mechanical Systems and Components*. Berlin, 19.–21. Okt. 1994, 989–996
- [182] SCHLAAK, H. F.; ARNDT, F.; HANKE, M. ; SCHIMKAT, J.: Siliconmicrorelay with electrostatic moving wedge actuator – new functions and miniturisation by micromechanics. In: *Proceedings Microsystem Technologies '96, 5th International Conference on Micro-Electro-, Opto-, Mechanical Systems and Components*. Potsdam, 17.–19. Sep. 1996
- [183] HESSE, S. K.; HANKE, M. ; SCHLAAK, H. F.: Dimensionierung elektrostatischer Wanderkeilantriebe. In: *F&M Feinwerktechnik Mikrotechnik Mikroelektronik* 7/8 (1998), Nr. 106
- [184] DAI, W.; LIAN, K. ; WANG, W.: Design and fabrication of a SU-8 based electrostatic microactuator. In: *Microsystem Technologies* 13 (2007), 271–277
- [185] DAI, W.; WANG, W.: Fabrication of comb-drive micro-actuators based on UV lithography of SU-8 and electroless plating technique. In: *Microsystem Technologies* 14 (2008), Nr. 9, 1745–1750
- [186] DAI, W.; WANG, W.: Selective metallization of of cured SU-8 microstructures using electroless plating method. In: *Sensors and Actuators A* 135 (2007), 300–307
- [187] EBERHARDT, W.; GEHÄUSSER, Th.; GIOUSOUF, M.; KÜCK, H.; MOHR, R. ; WARKENTIN, D.: Innovative concept for the fabrication of micromechanical sensor and actuator devices using selectively metallized polymers. In: *Sensors and Actuators A* 97–98 (2002), 473–477
- [188] JEONG, S. J.; WANG, W.: Design and UV-LIGA microfabrication of an electrostatically actuated power relay. In: *Microsystem Technologies* (2007), 279–286
- [189] SUORSA, I.; TELLINEN, J.; PAGOUNIS, E.; AALTIO, I. ; ULLAKKO, K.: Applications of magnetic shape memory actuators. In: *Proceedings Acuator '02, 8th International Conference on New Actuators*, 2002, 158–161
- [190] TELLINEN, J.; SUORSA, I.; JÄÄSKELÄINEN, A.; AALTIO, I. ; ULLAKKO, K.: Basic properties of magnetic shape memory actuators. In: *Proceedings Acuator '02, 8th International Conference on New Actuators*. Bremen, 10–12 Jun. 2002, 158–161

- [191] KRATT, K.; SEIDEL, M.; EMMENEGGER, M.; WALLRABE, U. ; KORVINK, J. G.: Solenoidal micro coils manufactured with a wire bonder. In: *Proceedings MEMS '08, 21st IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. Tucson, USA, 13.–17. Jan. 2008, 996–999
- [192] KRATT, K.; BADILITA, V.; BURGER, T.; MOHR, J.; BÖRNER, M.; KORVINK, J. G. ; WALLRABE, U.: Herstellung von 3-D Mikropulen in einem effizienten MST-Prozess. In: *Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '09*. Berlin, 12.–14. Okt. 2009, 37–40
- [193] OHNMACHT, M.; SEIDEMANN, V. ; BÜTTGENBACH, S.: Microcoils and micro-relays — an optimized multilayer fabrication process. In: *Sensors and Actuators A* 83 (2000), 124–129
- [194] LÖCHEL, B.; JOHN, L.-G.: Dreidimensionale Mikrostrukturen hergestellt durch UV-Lithographie und Mikrogalvanik. In: *Infobörse Mikrosystemtechnik* (2002)
- [195] HWANG, S. J.; LEE, M. G.; JUNG, P. G.; KIM, J. H.; OH, D. J.; GO, J. S.; SHIN, B. ; KO, J. S.: Design and Fabrication of a Laterally Driven Bistable Electromagnetic Microrelay. In: *Proceedings TRANSDUCERS '07, International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems*. Lyon, France, 10–14 Jun. 2007, 671–677
- [196] FELDMANN, M.; BÜTTGENBACH, S.: Novel Microrobots and Micromotors Using Lorentz Force Driven Linear Microactuators Based on Polymer Magnets. In: *IEEE Transactions on Magnetism* 43 (2007), Nr. 10, 3891–3895
- [197] CUGAT, O.; DELAMARE, J. ; REYNE, G.: Magnetic Micro-Actuators and Systems (MAGMAS). In: *IEEE Transactions on Magnetism* 39 (2003), Nr. 5, 3607–3612
- [198] DAMEAN, N.; PARVIZ, B. A.; LEE, J. N.; ODOM, T. ; WHITESIDES, G. M.: Composite ferromagnetic photoresist for the fabrication of microelectromechanical systems. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), Nr. 2005, 29–34
- [199] BEDENBECKER, M.; GATZEN, H. H.: Herstellung polymergebundener Hartmagnete durch in SU-8 eingebrachtes Magnetpulver. In: *Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '05*. Freiburg, 15.–17. Okt. 2005, 581–584
- [200] BÜTEFISCH, S.: *Entwicklung von Greifern für die automatisierte Montage hybrider Mikrosysteme*, Technische Universität Braunschweig, Institut für Mikrotechnik, Dissertation, 2003

- [201] LIPPOLD, F.: *Entwicklung einer pneumatisch angetriebenen Inchwormplattform*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2004
- [202] BUEHLER, W. J.; GILFRICH, J. V. ; WILEY, R. C.: Effect of Low-Temperature Phase Changes on the Mechanical Properties of Alloys near Composition TiNi. In: *Journal of Applied Physics* 34 (1963), 1475
- [203] KOHL, M.: *Entwicklung von Mikroaktoren aus Formgedächtnislegierungen*, Universität Karlsruhe, Fakultät für Maschinenbau, Habilitation, 2002
- [204] HOXHOLD, B.; BÜTTGENBACH, S.: Batchfertigung von SU8-Mikrogreifern mit Formgedächtnisantrieb. In: *Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '05*. Freiburg, 15.–17. Okt. 2005, 295–298
- [205] LEESTER-SCHÄDEL, M.; HOXHOLD, B.; LESCHE, C.; DEMMING, S. ; BÜTTGENBACH, S.: Micro actuators on the basis of thin SMA foils. In: *Microsystem Technologies* 14 (2008), 697–704
- [206] ROCH, I.; BIDAUD, Ph.; COLLARD, D. ; BUCHAILLOT, L.: Fabrication and characterization of an SU-8 gripper actuated by a shape memory alloy thin film. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 13 (2003), 330–336
- [207] POKINES, B. J.; TANI, J.; ESASHI, M.; HAMANO, T.; MIZUNO, K. ; INMAN, D. J.: Active material micro-actuator arrays fabricated with SU-8 resin. In: *Microsystem Technologies* 7 (2001), 117–119
- [208] LEESTER-SCHÄDEL, M.: *Mikrotechnisches Multiaktorsystem auf der Basis von Formgedächtnislegierungen*, Technische Universität Braunschweig, Institut für Mikrotechnik, Dissertation, 2004
- [209] SZABO, F. R.; KLADITIS, P. E.: Design, Modeling and Testing of Polysilicon Optothermal Actuators for Power Scavenging Wireless Microrobots. In: *Proceedings ICMENS '04, International Conference on MEMS, NANO and Smart Systems*. Banff, Alberta, Canada, 25–27 Aug. 2004, 446–452
- [210] Schutzrecht US 5.909.078 (1. Jun. 1999). WOOD, R. L.; DHULER, V. R. (Erfinder); MCNC (Anmelder).
- [211] XIE, K.; LAI, Y.: Indirectly heated micro-electrothermal actuator with a monolithically integrated displacement sensor. In: *Microsystem Technologies* 15 (2009), Nr. 9, 1365–1371
- [212] DEVOE, D. L.: Thermal Issues in MEMS and Microscale Systems. In: *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies* 25 (2003), Nr. 4, 576–583

- [213] RIETHMÜLLER, W.; BENECKE, W.: Thermally Excited Silicon Microactuators. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 35 (1988), Nr. 6, 758–763
- [214] DELADI, S.; KRIJNEN, G. ; ELWENSPOEK, M. C.: Parallel-beams/lever electrothermal out-of-plane actuator. In: *Microsystem Technologies* 10 (2004), 393–399
- [215] YAN, D.; KHAJEPOUR, A. ; MANSOUR, R.: Design and modeling of a MEMS bidirectional vertical thermal actuator. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 841–850
- [216] EBEFORS, T.; KÄLVESTEN, E. ; STEMME, G.: Dynamic actuation of polyimide V-groove joints by electrical heating. In: *Sensors and Actuators A* 67 (1998) 67 (1998), 199–204
- [217] TIMOSHENKO, S.: Analysis of Bi-Metal Thermostats. In: *Journal of the Optical Society of America* 11 (1925), Nr. 3, 233–255
- [218] SEHR, H.; R., Evans A. G.; BRUNNSCHWEILER, A.; ENSELL, G. J. ; NIBLOCK, T. E. G.: Fabrication and test of thermal vertical bimorph actuators for movement in the wafer plane. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 11 (2001), 306–310
- [219] LEE, C.; YEH, J. A.: Development of X-beam electrothermal actuators. In: *Microsystem Technologies* 11 (2005), 550–555
- [220] QUE, L.; PARK, J.-S. ; GIANCHANDANI, Y. B.: Bent-Beam Electrothermal Actuators — Part I: Single Beam and Cascaded Devices. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 10 (2001), Nr. 2, 247–254
- [221] PALMER, J. A.; DESSETN, B.; MULLING, J. F.; USHER, T.; GRANT, E.; EISCHEN, J. W.; KINGON, A. I. ; FRANZON, P. D.: The Design and Characterization of a Novel Piezoelectric Transducer-Based Linear Motor. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 9 (2004), Nr. 2, 392–398
- [222] LEE, J.-S.; PARK, D. S.-W.; NALLANI, A. K.; LEE, G.-S. ; LEE, J.-B.: Sub-micron metallic electrothermal actuators. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), 322–327
- [223] ENIKOV, E. T.; LAZAROV, K.: PCB-integrated metallic thermal micro-actuators. In: *Sensors and Actuators A* 105 (2003), 76–82
- [224] VESTERGAARD, R. K.; BOUWSTRA, S.: Electroplated compliant metal microactuators with small feature sizes using a removable SU-8 mould. In: *Microsystem Technologies* 6 (2000), 214–217

- [225] SINCLAIR, M. J.: A High Force Low Area MEMS Thermal Actuator. In: *Proceedings 2000 Inter Society Conference on Thermal Phenomena*, 2000, 127–132
- [226] COMTOIS, J. H.; MICHALICEK, M. A. ; BARRON, C. C.: Electrothermal actuators fabricated in four-level planarized surface micromachined polycrystalline silicon. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 70 (1998), Nr. 01. Feb, 23–31
- [227] BUTLER, J. T.; BRIGHT, V. M. ; COWAN, W. D.: Average power control and positioning of polysilicon thermal actuators. In: *Sensors and Actuators* 72 (1999), 88–97
- [228] LI, J.; ANANTHASURESH, G. K.: A quality study on the excimer laser micro-machining of electro-thermal-compliant micro devices. In: *Journal of Micromachining and Microengineering* 11 (2001), 38–47
- [229] SYMS, R. R. A.; ZOU, H.; YAO, J.; UTTAMCHANDANI, D. ; STAGG, J.: Scalable electrothermal MEMS actuator for optical fibre alignment. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 1633–1639
- [230] LEE, C.; WU, C.-Y.: Study of electrothermal V-beam actuators and latched mechanism for optical switch. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), 11–19
- [231] KOPKA, P.; HOFFMANN, M. ; VOGES, Ed.: Coupled U-shaped cantilever actuators for 1x4 and 2x3 optical fibre switches. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 10 (2000), 260–264
- [232] CARLSON, K.; ANDERSEN, K. N.; EICHHORN, V.; PETERSEN, D. H.; MOLHAVE, K.; BU, I. Y. Y.; TEO, K. B. K.; MILNE, W. I.; FATIKOW, S. ; BOGGILD, P.: A carbon nanofibre scanning probe assembled using an electrothermal microgripper. In: *Nanotechnology* 18 (2007)
- [233] LERCH, Ph.; SLIMANE, C. K.; ROMANOWICZ, B. ; RENAUD, Ph.: Modelization and characterization of asymmetrical thermal micro-actuators. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 6 (1996), 134–137
- [234] MOLHAVE, C.; HANSEN, O.: Electro-thermally actuated microgrippers with integrated force-feedback. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15 (2005), 1265–1270
- [235] SEKI, T.; SAKATA, M.; NAKAJIMA, T. ; MATSUMOTO, M.: Thermal Buckling Actuator for Micro Relays. In: *Transducers '97, 1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators*. Chicago, USA, 16–19 Jun. 1997, 1153–1156

- [236] QIU, J.; LANG, J. H.; SLOCUM, A. H. ; WEBER, A. C.: A Bulk-Micromachined Bistable Relay With U-Shaped Thermal Actuators. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14 (2005), Nr. 5, 1099–1109
- [237] QIU, J.; LANG, J. H.; SLOCUM, A. H. ; STRÜMLER, R.: A High-Current Electrothermal Bistable MEMS Relay. In: *Proceedings MEMS '03, 16th Annual IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. Kyoto, Japan, 19–23 Jan. 2003, 64–67
- [238] GIRBAU, D.; LÁZARO, A. ; PRADELL, L.: RF MEMS Switches Based on the Buckle-beam Thermal Actuator. In: *Proceedings 33rd European Microwave Conference*, 2003, 651–654
- [239] QUE, L.; UDESHI, K.; PARK, J. ; GIANCHANDANI, Y. B.: A bi-stable electrothermal RF switch for high power applications. In: *Proceedings MEMS '04, 17th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. Maas-tricht, The Netherlands, 25–29 Jan. 2004, 797–800
- [240] COMTOIS, J. H.; BRIGHT, V. M.: Applications for surface-micromachined polysilicon thermal actuators and arrays. In: *Sensors and Actuators A* 58 (1997), 19–25
- [241] KOLESAR, Edward S.; RUFF, Matthew D.; ODOM, William E.; JAYACHADRAN, Joseph A.; MCALLISTER, Justin B.; KO, Simon Y.; HOWARD, Jeffery T.; ALLEN, Peter B.; WILKEN, Josh M.; BOYDSTON, Noah C.; BOSCH, Jorge E. ; WILKS, Richard J.: Single- and double-hot arm asymmetrical polysilicon surface micro-machined electrothermal microactuators applied to realize a microengine. In: *Thin Solid Films* 420-421 (2002), 530–538
- [242] PARK, J.-S.; CHU, L. L.; OLIVER, A. D. ; GIANCHANDANI, Y. B.: Bent-Beam Electrothermal Actuators - Part II: Linear and Rotary Microengines. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 10 (2001), Nr. 2, 255–262
- [243] SYSM, R. R.; ZOU, H. ; STAGG, J.: Robust latching MEMS translation stages for micro-optical systems. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), 667–674
- [244] CONANT, R. A.; MULLER, R. S.: Cyclic Fatigue Testing of Surface-Micromachined Thermal Actuators. In: *Proceedings ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, 1998
- [245] HICKEY, R.; SAMEOTO, D.; HUBBARD, T. ; KUJATH, M.: Time and frequency response of two-arm micromachined thermal actuators. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 13 (2003), 40–46

- [246] GUCKEL, H.; KLEIN, J.; CHRISTENSON, T.; SKROBIS, K.; LAUDON, M. ; LOVELL, E. G.: Thermo-magnetic metal flexure actuators. In: *IEEE Solid-State Sensor and Actuator Workshop 1992, 5th Technical Digest*. Hilton Head, USA, 22–25 Jun. 1992, 73–75
- [247] MOULTON, T.; ANANTHASURESH, G. K.: Micromechanical devices with embedded electro-thermal-compliant actuation. In: *Sensors and Actuators A* 90 (2001), 38–48
- [248] CHEN, R. S.; KUNG, C. ; LEE, Gwo-Bin: Analysis of the optimal dimension on the electrothermal microactuator. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 12 (2002), 291–296
- [249] HENNEKEN, V. A.; TICHEM, M. ; SARRO, P. M.: Improved thermal U-beam actuators for micro-assembly. In: *Sensors and Actuators A* 142 (2008), 298–305
- [250] YAN, D.; KHAJEPOUR, A. ; MANSOUR, R.: Modeling of two-hot-arm horizontal thermal actuator. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 13 (2003), 312–322
- [251] GIANCHANDANI, Y. B.; NAJAFI, K.: Bent-Beam Strain Sensors. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 5 (1996), Nr. 1, 52–58
- [252] QUE, L.; PARK, J.-S. ; GIANCHANDANI, Y. B.: Bent-Beam Electro-Thermal Actuators for High Force Applications. In: *Proceedings MEMS '99, Twelfth IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. Orlando, USA, 17–21 Jan. 1999, 31–36
- [253] GROSS, D.; HAUGER, W. ; SCHRÖDER, J.: *Technische Mechanik: Elastostatik*. Bd. 2. 9. Auflage. Berlin: Springer, 2007
- [254] GROSS, D.; HAUGER, W. ; WRIGGERS, P.: *Technische Mechanik: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Bd. 4. 6. Auflage. Berlin: Springer, 2007
- [255] CHEN, W.-F.; ATSUTA, T.: *Theory of Beam-Columns: In-Plane Behavior and Design*. Bd. 1. Fort Lauderdale: J. Ross Publishing, 2007
- [256] BAEHR, H. D.; STEPHAN, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*. 5. Berlin: Springer, 2006
- [257] JALURIA, Y.: *Natural Convection Heat and Mass Transfer*. Oxford: Pergamon Press, 1980

- [258] KAST, W.; KLAN, H.: Wärmeübergang durch freie Konvektion an umströmten Körpern. In: *VDI-Wärmeatlas. Berechnungsblätter für den Wärmeübergang*. 7. Auflage. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1994, Fa1–Fa7
- [259] INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L. ; LAVINE, A. S.: *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. New York: Jon Wiley & Sons, 2007
- [260] MILLS, A. F.: *Basic Heat & Mass Transfer*. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall, 1999
- [261] HU, X. J.; JAIN, Ankur ; GOODSON, K. E.: Investigation of the natural convection boundary condition in microfabricated structures. In: *International Journal of Thermal Sciences* (2008), 820–824
- [262] RADZIEMSKA, E.; LEWANDOWSKI, W. M.: Free Convective Heat Transfer Structures as a Function of the Width of Isothermal Horizontal Rectangular Plates. In: *Heat Transfer Engineering* 26 (2005), Nr. 4, 42–50
- [263] MANGINELL, R. P.; ROSATO, D. A.; BENSON, D. A. ; FRYE-MASON, G. C.: Finite Element Modeling of a Microhotplate for Microfluidic Applications. In: *Proceedings MSM '99, International Conference on Modeling and Simulation of Microsystems*. San Juan, Puerto Rico, Apr. 1999, 19–21
- [264] HANREICH, G.; NICOLICS, J.: Measuring the Natural Convective Heat Transfer Coefficient at the Surface of Electronic Components. In: *Proceedings IMTC '01, 18th IEEE Conference on Instrumentation and Measurement Technology*. Budapest, Hungary, 21–23 May 2001, 1045–1050
- [265] LIANG, X.-G.; GUO, Z.-Y.: The Scaling Effect on the Thermal Processes at Mini-Microscale. In: *Heat Transfer Engineering* 27(4) 27 (2006), Nr. 4, 30–40
- [266] MAHONY, J. J.: Heat transfer at small Grashof numbers. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*. 238 (1957), Nr. 1214, 412–423
- [267] LINAN, A.; KURDYUMOV, V. N.: Laminar free convection induced by a line heat source, and heat transfer from wires at small Grashof numbers. In: *Journal of Fluid Mechanics* 362 (1998), 199–227
- [268] SHEE, Y.-T.; SING, N. S.: Natural convection from a horizontal cylinder at small Grashof numbers. In: *Numerical Heat Transfer* 5 (1982), 479–492
- [269] UMRATH, W.: *Grundlagen der Vakuumtechnik*. Köln: Leybold Vakuum, 1997
- [270] ANSYS, INC.: *Documentation for ANSYS Release 11.0 – Theory Reference*. Softwaredokumentation, 2007

- [271] KLEIN, B.: *FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite-Elemente-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*. 7. Auflage. Wiesbaden: Vieweg, 2007 (Studium Technik)
- [272] MÜLLER, G.; GROTH, C.: *FEM für Praktiker - Band 1: Grundlagen*. 7. Renningen: Expert, 2002
- [273] GROTH, C.; MÜLLER, G.: *FEM für Praktiker - Band 3: Temperaturfelder*. Renningen: Expert Verlag, 2001
- [274] VAN DER PAUW, L. J.: A method of measuring the resistivity and hall coefficient on lamellae of arbitrary shape. In: *Philips Technical Review* 20 (1958), Nr. 8, 220–224
- [275] VAN DER PAUW, L. J.: A method of measuring the specific resistivity and Hall effect of discs of arbitrary shape. In: *Philips Research Reports* 13 (1958), Nr. 1, 1–9
- [276] LIENHARD IV, J. H.; LIENHARD V, J. H.: *A Heat Transfer Textbook*. 3rd edition. Cambridge: Phlogiston Press, 2008
- [277] STAAB, M.: *Aufbau eines Motion-Analyzers zur Charakterisierung von MEMS-Strukturen*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diplomarbeit, 2007
- [278] STAAB, M.; EICHER, D. ; SCHLAAK, H. F.: Aufbau eines Motion-Analyzers zur Charakterisierung von MEMS-Strukturen. In: *VDI Berichte 1981: Bildverarbeitung in der Mess- und Automatisierungstechnik* (2007), 27.–28. Nov., 259–269
- [279] NATIONAL INSTRUMENTS: *NI Vision Concepts Manual*. Softwaredokumentation, 2005
- [280] STAAB, M.: *Dynamische 4-Kanal-Stromquelle*. Technische Dokumentation, 2008
- [281] FORTERRE, Y.; SKOTHEIM, J. M.; DUMAIS, J. ; MAHADEVAN, L.: How the Venus flytrap snaps. In: *Nature* (2005), Nr. 433, 421–425
- [282] BOBJI, M. S.: Springing the trap. In: *Journal of Biosciences* 30 (2005), Nr. 2, 143–146
- [283] RECEVEUR, R. A. M.; MARXER, C. R.; WOERING, R.; LARIK, V. C. M. H. ; ROOIJ, N. F.: Laterally Moving Bistable MEMS DC Switch for Biomedical Applications. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14 (2005), Nr. 5, 1089–1098

- [284] Schutzrecht US 6.924.966 B2 (2. Aug. 2005). PROPHET, E. M. (Erfinder); Superconductor Technologies Inc. (Anmelder).
- [285] LISEC, T.; HOERSCHELMANN, S.; QUENZER, H.J.; WAGNER, B. ; BENECKE, W.: Thermally driven microvalve with buckling behaviour for pneumatic applications. In: *Proceedings MEMS '94, IEEE Workshop on Micro Electro Mechanical Systems 1994*. Oiso, Japan, 25–28 Jan. 1994, 13–17
- [286] BERGSTROM, P. L.; TAMAGAWA, T. ; POLLA, D. L.: Design and fabrication of micromechanical logic elements. In: *Proceedings MEMS '90, IEEE Micro Electro Mechanical Systems An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots*, 1990, 15–20
- [287] HÄLG, B.: On a Micro-Electro-Mechanical Nonvolatile Memory Cell. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 37 (1990), Nr. 10, 2230–2236
- [288] ANANTHASURESH, G. K.; HOWELL, L. L.: Mechanical Design of Compliant Microsystems - A Perspective and Prospects. In: *Journal of Mechanical Design* 127 (2005), 736–738
- [289] SIGMUND, O.: Topology optimization in multiphysics problems. In: *Proceedings AIAA/USAF/NASA/ISSMO '98, 7th Symposium on Multidisciplinary Analysis and Optimization*. St. Louis, USA: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2–4 Sep. 1998, 1492–1500
- [290] BRUNS, T. E.; SIGMUND, O. ; TORTORELLI, D. A.: Numerical methods for the topology optimization of structures that exhibit snap-through. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 55 (2002), 1215–1237
- [291] HWANG, I.-H.; SHIM, Y.-S. ; LEE, J.-H.: Modeling and experimental characterization of the chevron-type bi-stable microactuator. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 13 (2003), 948–954
- [292] QIU, J.; LANG, J. H. ; SLOCUM, A. H.: A Centrally-Clamped Parallel-Beam Bistable MEMS Mechanism. Interlaken, Switzerland, 21–25 Jan. 2001, 353–356
- [293] ANDERSON, J. A.; HOWELL, L. L.; WITTEWER, J. W. ; MCLAIN, T. W.: Piezoresistive sensing of bistable micro mechanism state. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16 (2006), 943–950
- [294] MATOBA, H.; ISHIKAWA, T.: A Bistable Snapping Microactuator. In: *Proceedings MEMS '94, IEEE Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*. Oiso, Japan, 25–28 Jan. 1994, 45–50

- [295] SALLESE, J.-M.; BOUVET, D.: Principles of space-charge based bi-stable MEMS: The junction-MEMS. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 133 (2007), Nr. 1, 173–179
- [296] ZHANG, Y.-H.; DING, G.-F.; DAI, X.-H. ; CAI, B.-C.: Fast switching bistable electromagnetic microactuator. In: *Electronics Letters* 41 (2005), Nr. 23, 1276–1278
- [297] RUAN, M.; SHEN, J. ; WHEELER, C. B.: Latching Micromagnetic Relays. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 10 (2001), Nr. 4, 511–517
- [298] SUN, X.-Q.; FARMER, K. R. ; CARR, W. N.: A bistable microrelay based on two-segment multimorph cantilever actuators. In: *Proceedings MEMS '98, IEEE International Workshop on MicroElectroMechanical Systems*. Heidelberg, 25–29 Jan. 1998, 154–159
- [299] HOFFMANN, M.; KOPKA, P. ; VOGES, Edgar: Optical fibre switches based on full wafer silicon micromachining. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 9 (1999), 151–155
- [300] JENSEN, B. D.; HOWELL, L. L. ; SALMON, L. G.: Design of Two-Link, In-Plane, Bistable Compliant Micro-Mechanisms. In: *Transactions of the ASME* 121 (1999), 416–423
- [301] BAKER, M. S.; HOWELL, L. L.: On-Chip Actuation of an In-Plane Compliant Bistable Micromechanism. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 11 (2002), Nr. 5, 566–573
- [302] JENSEN, B. D.; HOWELL, L. L. ; SALMON, L. G.: Introduction of two-link, in-plane, bistable compliant MEMS. In: *Proceedings DECT '98, ASME Design Engineering Technical Conferences*, 1998
- [303] BAKER, M. S.; LYON, S. M. ; HOWELL, L. L.: A linear displacement bistable micromechanism. In: *Proceedings DETC '00*, 2000
- [304] BAKER, M. S.: On-Chip Actuation of Compliant Bistable Micro-Mechanisms. Master Thesis. Brigham Young University. (2002)
- [305] MESCHEDER, U.; FREUDENREICH, M.: Charakterisierung eines bistabilen Schalters mit großem Stellweg und einstellbaren Haltekräften. (2005), 19.–23. Sep.
- [306] FREUDENREICH, M.; MESCHEDER, U. ; SOMOGYI, G.: Simulation and realization of a novel micromechanical bi-stable switch. In: *Sensors and Actuators A* 114 (2004), 451–459

- [307] TAHER, M.; SAIF, A.: On a tunable bistable MEMS — Theory and experiment. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 9 (2000), Nr. 2, 157–170
- [308] VANGBO, M.; BÄCKLUND, Y.: A lateral symmetrically bistable buckled beam. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 8 (1998), 29–32
- [309] QIU, J.; LANG, J. H. ; SLOCUM, A. H.: A Curved-Beam Bistable Mechanism. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 13 (2004), Nr. 2, 137–146
- [310] QIU, J.: *An Electrothermally-Actuated Bistable MEMS Relay for Power Applications*, Massachusetts Institute of Technology, Dissertation, 2003
- [311] VANGBO, M.: An analytical analysis of a compressed bistable buckled beam. In: *Sensors and Actuators A* 69 (1998), 212–216
- [312] JENSEN, B. D.; PARKINSON, M. B.; KURABAYASHI, K.; HOWELL, L. L. ; BAKER, M. S.: Design optimization of a fully-compliant bistable micro-mechanism. In: *Proceedings ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, 2001
- [313] WILCOX, D. L.; HOWELL, L. L.: Fully Compliant Tensural Bistable Micromechanisms (FTBM). In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14 (2005), Nr. 6, 1223–1235
- [314] WITTEWER, J. W.; BAKER, M. S. ; HOWELL, L. L.: Robust Design and Model Validation of Nonlinear Compliant Micromechanisms. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 15 (2006), Nr. 1, 33–41
- [315] MASTERS, N. D.; HOWELL, L. L.: A Self-Retracting Fully Compliant Bistable Micromechanism. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 12 (2003), Nr. 3, 273–280
- [316] MASTERS, N. D.; HOWELL, L. L.: A Three Degree-of-Freedom Model for Self-Retracting Fully Compliant Bistable Micromechanisms. In: *Journal of Mechanical Design* 127 (2005), 739–744
- [317] MASTERS, N. D.: *A self-retracting fully-compliant bistable mechanism*, Master's Thesis
- [318] BÜSCHER, D.: *Bistabiler elektrothermischer Klemm-Mechanismus*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2006
- [319] BÜSCHER, D.; EICHER, D.: *Mechanismus zum Schalten eines Stellglieds*. 07. Okt. 2008

- [320] HAMEL, S.: *Bistabiler Klemm-Mechanismus für den Einsatz in einem miniaturisierten Schrittantrieb*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diplomarbeit, 2008
- [321] RAATZ, A.: *Stoffschlüssige Gelenke aus pseudo-elastischen Formgedächtnislegierungen in Pararellrobotern*, Technische Universität Braunschweig, Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik, Dissertation, 2006
- [322] BOEHRING INGELHEIM MICROPARTS GMBH: *UV/VIS Microspectrometer – Monolithic Microspectrometer (OEM) for spectral sensing applications*. Datenblatt, 2009
- [323] MÜLLER, C.: *Miniaturisiertes Spektrometersystem in LIGA-Technik*, Universität Karlsruhe, Fakultät für Maschinenbau, Dissertation, 1995
- [324] KRIPPNER, P.: *Hochempfindliche LIGA-Mikrospektrometersysteme für den Infrarotbereich*, Universität Karlsruhe, Fakultät für Maschinenbau, Dissertation, 1999
- [325] LAST, A.: *Fehllicht in LIGA-Mikrospektrometern*, Universität Karlsruhe, Fakultät für Maschinenbau, Dissertation, 2002
- [326] ZAUNER, D. A.; JORGENSEN, A. M.; ANHOJ, T. A. ; HÜBNER, J.: Concave reflective SU-8 photoresist gratings for flat-field integrated spectrometers. In: *Applied Optics* 45 (2006), Nr. 23, 5877–5880
- [327] EICHER, D.: *Spektrales Farbmessgerät zur Bestimmung von Aufsichtfarben*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2002
- [328] KRETSCHMAR, F.: *Tragbares Spektralphotometer*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2003
- [329] KÖNIG, F.: *Faseroptischer 1×N-Schalter für Multimode-LWL auf Basis einer Inchwormplattform*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2004
- [330] EICHER, D.; SCHLAACK, H. F.: Elektrothermische Aktoren aus SU-8 für den Einsatz in miniaturisierten Schrittantrieben. In: *Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '07*. Dresden, 15.–17. Okt. 2007, 195–198
- [331] EICHER, D.; HAMEL, S. ; SCHLAACK, H. F.: Bistable Clamping Mechanism for Use in a Microstructured Electrothermal Inchworm Plattform. In: *Proceedings IWK '08, 53. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, Technische Universität Ilmenau*. Ilmenau, 8.–12. Sep. 2008

- [332] IONESCU, E.; GREINER, P. F. ; NGOUMENI YAPPI, R. B.: Thermally Conductive SU-8-Composites Using Ceramic. In: *Nanofair '08*. Dresden, 11.–12. Mar. 2008
- [333] JIGUET, S.; BERTSCH, A.; HOFMANN, H. ; RENAUD, P.: Conductive SU-8-Silver Composite Photopolymer. In: *Technical Digest MEMS '04, 17th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. Maastricht, The Netherlands, 25–29 Jan. 2004
- [334] CHIAMORI, H. C.; BROWN, J. W.; ADHIPRAKASHA, E. V.; HANTSOO, E. T.; STRAALSUND, J. B.; MELOSH, N. A. ; PRUITT, B. L.: Suspension of Nanoparticles in SU-8 and Characterization of Nanocomposite Polymers. In: *Proceedings ENS '05*, 2005
- [335] CHIAMORI, H. C.; BROWN, J. W.; ADHIPRAKASHA, E. V.; HANTSOO, E. T.; STRAALSUND, J. B.; MELOSH, N. A. ; PRUITT, B. L.: Suspension of nanoparticles in SU-8: Processing and characterization of nanocomposite polymers. In: *Microelectronics Journal* 39 (2008), 228–236
- [336] SAMEOTO, D.; LEE, S.-W. ; PARAMESWARAN, M.: Electrical interconnection through optimized wirebonding onto SU-8 structures and actuators. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 18 (2008)
- [337] WITTEWER, J. W.; GOMM, T. ; HOWELL, L. L.: Surface micromachined force gauges: uncertainty and reliability. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 12 (2002), 13–20
- [338] WANG, X.; ANANTHASURESH, G. K. ; OSTROWSKI, J. P.: Vision-based sensing of forces in elastic objects. In: *Sensors and Actuators A* 94 (2001), 142–156
- [339] GREMINGER, M. A.; NELSON, B. J.: Vision-Based Force Measurement. In: *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence* 26 (2004), Nr. 3, 290–298
- [340] ENIKOV, E. T.; KEDAR, S. S. ; LAZAROV, K. V.: Analytical Model for Analysis and Design of V-Shaped Thermal Microactuators. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14 (2005), Nr. 4, 788–798
- [341] MARTYNENKO, O. G.; KHRAMTSOV, P. P.: *Free-Convective Heat Transfer*. Berlin: Springer, 2005
- [342] CHANG, S.; WARREN, J. ; CHIANG, F.-P.: Mechanical Testing of EPON SU-8 With SIEM. In: *Proceedings of Microscale Systems: Mechanics & Measurement Symposium*. Orlando, USA, 8 Jun. 2000, 46–49
- [343] PETERSEN, K. E.: Silicon as a mechanical material. In: *Proceedings of the IEEE* 70 (1982), Nr. 5, 420–457

- [344] BELOUS, M. V.; PAVLENKO, G. I. ; POPOV, V. I.: Some properties of vacuum-deposited films of aluminum, nickel, cobalt, copper, and Cu-Cr-Al alloy. In: *Russian Physics Journal* 14 (1971), Nr. 8, 1060–1063
- [345] GAD-EL-HAK, M.: *The MEMS Handbook*. Boca Raton: CRC Press, 2002

Eigene Veröffentlichungen

GAO, J.; MÜLLER, W. F. O.; GREINER, F.; EICHER, D.; WEILAND, T.; SCHLAAK, H. F.: *Combined Simulation of a Micro Permanent Magnetic Linear Contactless Displacement Sensor*. In: Sensors 2010, 10(9), 8424–8436

GAO, J.; MÜLLER, W. F. O.; GREINER, F.; EICHER, D.; WEILAND, T.; SCHLAAK, H. F.: *Combined simulation of micro permanent magnetic linear contactless displacement sensor*. Proceedings ISEF '09, 14th International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering, 10.–12. Sep. 2009, Arras, France

EICHER, D.; HAMEL, S.; SCHLAAK, H. F.: *Bistable Clamping Mechanism for Use in a Microstructured Electrothermal Inchworm Platform*. Proceedings IWK '08, 53. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, 08.–12. Sep. 2008, Technische Universität Ilmenau, Deutschland

MÖSSINGER, A.; EICHER, D.; MARIN, R.; JAKOBY, R.; SCHLAAK, H. F.: Electronically Reconfigurable LC-Reflectarray with 2D Scanning Capability and SU-8 Structured Cavity. *Frequenz – Journal of RF-Engineering and Telecommunications*, 62/3–4 (2008), 62–66

STAAB, M.; EICHER, D.; SCHLAAK, H. F.: *Aufbau eines Motion-Analyzers zur Charakterisierung von MEMS-Strukturen*. Proceedings VDI-Fachtagung Bildverarbeitung in der Mess- und Automatisierungstechnik '07, 27.–28. Nov. 2007, Regensburg, Deutschland

EICHER, D.; SCHLAAK, H. F.: *Elektrothermische Aktoren aus SU-8 für den Einsatz in miniaturisierten Schrittantrieben*. Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '07, 15.–17. Okt. 2007, Dresden, Deutschland, 195–198

EICHER, D.; SCHLAAK, H. F.: Herstellung freitragender Mikrostrukturen aus SU-8. *VDE/GMM-Fachbericht Technologien und Werkstoffe der Mikro- und Nanosystemtechnik*, Bd. 53 (2007), 41–47

MÖSSINGER, A.; MARIN, R.; EICHER, D.; JAKOBY, R.; SCHLAAK, H. F.: *Liquid Crystal Reflectarray with Electronic 2D-Reconfiguration Capability*. Proceedings 29th ESA Antenna Workshop on Multiple Beams and Reconfigurable Antennas, 18–20 Apr. 2007, Noordwijk, Niederlande

SCHLAAK, H. F.; WERTHSCHÜTZKY, R.; EICHER, D.; RÖSE, A.; RAUSCH, J.; STÖHR, I.: Im Kleinen ganz groß – Mikroelektromechanische Systeme. *thema Forschung*, Bd.12, Nr. 2 (2007), Technische Universität Darmstadt, 44–50

RÖSE, A.; KERN, T. A.; EICHER, D.; SCHEMMER, B.; SCHLAAK, H. F.: *INKOMAN - An intracorporal manipulator for minimally invasive surgery*. Proceedings BMT '06, Gemeinsame Jahrestagung der Deutschen, Österreichischen und Schweizerischen Gesellschaften für Biomedizinische Technik, 06.–09. Sep. 2006, ETH Zürich, Schweiz

SCHLAAK, H. F.; JUNGNICHEL, U.; EICHER, D.: *Miniaturisierbare skalierbare Positioniersysteme mit monolithischen kinematischen Strukturen*. Proceedings IWK '05, 50. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, 19.–23. Sep. 2005, Technische Universität Ilmenau, Deutschland

SCHLAAK, H. F.; JUNGNICHEL, U.; EICHER, D.: *Neuartige skalierbare Mikropositioniersysteme mit integrierter Kinematik*. Proceedings VDE Mikrosystemtechnik-Kongress '05, 10.–12. Okt. 2005, Freiburg, Deutschland, 387–391

JUNGNICHEL, U.; EICHER, D.; SCHLAAK, H. F.: *A Novel Micro-Positioning System Using Parallel Kinematics and Inchworm Actuator Platform*. Proceedings Actuator '04, 9th International Conference on New Actuators, 14–16 Jun. 2004, Bremen, Deutschland, 1181–1183

SCHLAAK, H. F.; WERTHSCHÜTZKY, R.; EICHER, D.; VOIT, M. (Hrsg.): *Vierzig Jahre Institut für Elektromechanische Konstruktionen – Von der Elektromechanik zur Mechatronik und Mikrosystemtechnik. 1963/2003* TUD-Schriftenreihe Wissenschaft und Technik, Band 85, Technische Universität Darmstadt: Darmstadt, 2003

JUNGNICHEL, U.; EICHER, D.; SCHLAAK, H. F.: *Miniaturized Micro-Positioning System for Large Displacements and Large Forces Based on an Inchworm Platform*. Proceedings Actuator '02, 8th International Conference on New Actuators, 10–12 Jun. 2002, Bremen, Deutschland, 684–687

JUNGNICHEL, U.; EICHER, D.; ZEYHER, P.; SCHLAAK, H. F.: *Planare Schrittantriebe für miniaturisierbare Positioniersysteme*. 47. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, 23.–26. Sep. 2002, Technische Universität Ilmenau, Deutschland

Patentanmeldung

Offenlegungsschrift DE 10 2008 050630 A1 (07.10.2008). Büscher, D.; Eicher, D. (Erfinder); Technische Universität Darmstadt (Anmelder).

Betreute Studien- und Diplomarbeiten

NEUMANN, M.: *Analyse der Fertigungskosten elektromechanischer Systeme beim Einsatz der UV-Tiefenlithographie*, Studienarbeit 1677, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2008

HAMEL, S.: *Bistabiler Klemm-Mechanismus für den Einsatz in einem miniaturisierten Schrittantrieb*, Diplomarbeit 1671, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2008

BÜSCHER, D.: *Bistabiler elektrothermischer Klemm-Mechanismus*, Studienarbeit 1637, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2006

SCHMIDT, S.: *Prozessentwicklung zur Herstellung elektrothermischer Aktoren*, Studienarbeit 1636, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2006

STAAB, M.: *Aufbau eines Motion-Analyzers zur Charakterisierung von MEMS-Strukturen*, Diplomarbeit 1635, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2005

SHAIK, R. P.: *UV-Depth Lithography – Process Characterization and Optimization*, Masterarbeit 1593, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2005

BOHRMANN, D.: *Inchwormplattform mit elektrothermischen Aktoren*, Studienarbeit 1591, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2005

MÜLLER, S.: *Bistabiler Klemm-Mechanismus*, Studienarbeit 1584, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2005

KÖNIG, F.: *Faseroptischer $1 \times N$ -Schalter für Multimode-LWL auf Basis einer Inchwormplattform*, Studienarbeit 1574, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2004

CHATZIANDRONIS, V.: *Prozesscharakterisierung Aufdampfanlage*, Studienarbeit 1571, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2004

BECKER, H.: *Konzept eines intrakorporalen Manipulators für die minimal-invasive Chirurgie*, Studienarbeit 1563, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2004

LIPPOLD, F.: *Entwicklung einer pneumatisch angetriebenen Inchwormplattform*, Studienarbeit 1539, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2004

KRETSCHMAR, F.: *Tragbares Spektralfotometer*, Studienarbeit 1526, Technische Universität Darmstadt, Institut EMK, 2003

Betreute Projektseminare

DASSINGER, F.; INTERWIES, S.; MÖSSINGER, H.; SEIPEL, C.: *Entwicklung einer Vierkanal-Stromquelle für elektrothermische Mikroschrittantriebe*. Projektseminar PEM III, Institut EMK, TU Darmstadt (2006)

ECKE, C.; FROHNAPFEL, A.; NOTTRODT, O.; SCHWAMB, P.: *Entwicklung eines MEMS-Beschleunigungssensors aus SU-8*. Projektseminar PEM III, Institut EMK, TU Darmstadt (2006)

BOHNE, L.; HAMEL, S.; HATZFELD, C.; KRÜGER, S.; SCHMIDT, S.: *Entwicklung eines Opferschichtprozess für bewegliche SU-8-Strukturen*. Projektseminar PEM III, Institut EMK, TU Darmstadt (2005)

BÖLL, M.; BOGDAHN, M.; EGGERT, E.; KASSNER, S.: *Entwicklung eines miniaturisierten Monochromators*. Projektseminar PEM III, Institut EMK, TU Darmstadt (2004)

LANGSDORF, J.; PINTO, F.; WERNER, R.; ZERNACK, J.: *Entwicklung einer beschlag- und eisfreien Scheibe für einen Datenübertragungslaser*. Projektseminar PEM IV, Institut EMK, TU Darmstadt (2003)

EGGERT, E.; KNÖCK, J.; SASARAN, C.; STAAB, M.; LITSCH, D.: *Entwicklung eines elektromechanischen Dartwerfers*. Projektseminar PEM I, Institut EMK, TU Darmstadt (2003)

KLOSE, S.; BOHRMANN, D.; MÜLLER, S.; SCHUMACHER, S.; SATTLER, G.: *Entwicklung einer elektromechanischen Ballwurfmaschine*. Projektseminar PEM I, Institut EMK (2002)

Lebenslauf

Dirk Matthias Eicher

geb. am 17. November 1976
in Ludwigshafen am Rhein

Schulbildung

| | |
|-----------------------|--|
| 1982 – 1984 | Vorschule und 1. Klasse International School Yanbu, Saudi Arabien |
| 1984 – 1987 | Grundschule Limburgerhof |
| Sep. 1987 – Jun. 1996 | Theodor-Heuss-Gymnasium Ludwigshafen |

Studium

| | |
|-----------------------|--|
| Okt. 1996 – Sep. 1998 | Grundstudium Elektrotechnik und Informationstechnik Technische Universität Darmstadt |
| Okt. 1998 – Aug. 2002 | Hauptstudium Elektrotechnik und Informationstechnik Fachrichtung Elektromechanische Konstruktionen Technische Universität Darmstadt |
| Okt. 2000 – Apr. 2001 | Auslandsaufenthalt Lancaster University, Groß Britannien |

Berufliche Tätigkeit

| | |
|-----------------------|--|
| Okt. 2002 – Jul. 2008 | Wissenschaftlicher Mitarbeiter Fachgebiet Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme Institut für Elektromechanische Konstruktionen Technische Universität Darmstadt |
| seit Okt. 2008 | Systemingenieur Mechatronik Carl Zeiss SMT GmbH, Oberkochen Geschäftsbereich Lithographie-Optik |

Schorndorf, 30.01.2011